



UNIVERSIDAD CARLOS III DE MADRID

DEPARTAMENTO DE MECÁNICA DE MEDIOS CONTINUOS Y  
TEORÍA DE ESTRUCTURAS

TESIS DOCTORAL

**CARACTERIZACIÓN MECÁNICA DE ESPUMAS  
METÁLICAS Y SU APLICACIÓN EN SISTEMAS DE  
ABSORCIÓN DE ENERGÍA**

Autor: IGNACIO ALEJANDRO IRAUSQUÍN CASTRO  
Ingeniero Aeronáutico

Director: PROF. DR. D. JOSÉ LUIS PÉREZ CASTELLANOS

Leganés, Febrero de 2012



TESIS DOCTORAL

**CARACTERIZACIÓN MECÁNICA DE ESPUMAS  
METÁLICAS Y SU APLICACIÓN EN SISTEMAS DE  
ABSORCIÓN DE ENERGÍA**

Autor: Ignacio Alejandro Irausquín Castro

Director: Prof. Dr. D. José Luis Pérez Castellanos

Tribunal Calificador:

*Miembro*

*Firma*

Presidente:

Vocal:

Vocal:

Vocal:

Secretario:

Calificación:

Leganés, a                      de                      de 2012





# DEDICATORIA

*A mis padres NIVA y PEDRO,  
esperando ser su orgullo,  
A mis hijos CLAUDIA y ANDRÉS,  
intentando ser su ejemplo,  
A mi gente, por ser y estar...siempre!*



## AGRADECIMIENTOS

En primer lugar, quiero expresar mi mayor agradecimiento al Director de esta Tesis, Prof. José Luis Pérez Castellanos, por sugerir y tutelar esta investigación, por su apoyo, orientación, disposición, cordialidad, paciencia y por la confianza ofrecida a nivel profesional y personal.

A todos los miembros del Departamento de Mecánica de Medios Continuos y Teoría de Estructuras, con especial mención al Prof. Enrique Barbero Pozuelo, por toda la ayuda prestada durante la tramitación de mi ingreso al departamento y al programa doctoral desde el exterior, y a los profesores Carlos Navarro Ugena, José Fernández Sáez, Ramón Zarea Polo y Ángel Arias Hernández, quienes siendo directores de departamento me han brindado todo el apoyo necesario para llevar a cabo este trabajo de la manera más cómoda posible. Gracias por haberme dado la oportunidad.

Al Prof. Filipe Teixeira-Dias de la Universidad de Aveiro, por sus ideas y valiosos consejos para el estudio de las espumas metálicas.

A mis compañeros de despacho por su camaradería y trato afable a lo largo de estos años, especialmente a Jorge Zahr Viñuela, por su valiosa y siempre desinteresada colaboración en temas relativos a modelización y análisis numérico, y a Ángel Luis Sánchez Merino, por su disposición e invaluable apoyo durante todo este tiempo y por brindarme su amistad sincera e incondicional.

A todas aquellas personas que han hecho posible la ejecución del complejo y laborioso desarrollo experimental: al Prof. Filipe Teixeira-Dias por el suministro de la espuma metálica, a Rolando E. Guzmán López por sus consejos y orientación para los ensayos de compresión y los ensayos en barra Hopkinson, a Inés Iváñez del Pozo por su ayuda con los primeros ensayos en torre de caída, a Marco A. Álvarez Valenzuela por su ayuda con el corte de probetas cilíndricas de espuma, a Alberth Vargas Meléndez por su ayuda con el corte de placas de aluminio para las probetas

sándwich, a Brenda L. Buitrago Pérez por su ayuda con los ensayos en torre de caída y con la inspección de probetas sándwich por C-scan, a David Arias Pedroche por la información sobre los equipos y los ensayos en torre de caída y demás técnicos del laboratorio por la preparación de algún equipo y el corte de algunos materiales.

A Miguel Martín Rojo por su ayuda en el desarrollo de la herramienta para la corrección de la dispersión y atenuación en los ensayos en barra Hopkinson.

A mis grandes amigos del “clan bolivariano” Gustavo, Yolmar, Nacarí, Alberto, Sol, Marco, Marlen, Jesús, Crismary, Ángel, Gema, Omar L., Keiddy, Fernando, Omar R., Glendys, Alberth, Melisa, Omar Alejandro (Chito), Sofía y Paula, y recientes incorporaciones, por todo el apoyo emocional que, aún sin saberlo, me han dado a lo largo de este tiempo, el cual me ha servido para superar momentos de adversidad física y espiritual. Gracias a todos por hacerme sentir en casa, estando lejos de ella.

A los “Mimos”, Marco y Marlen, por abrirme las puertas de su hogar estos últimos meses, que han sido tan arduos para mí y para mi familia. Gracias por su gran amistad y por la inconmensurable ayuda que nos han prestado.

A mi suegra Ida, mis cuñis Lisett y Sandra y a Eulogia, por su ayuda en el cuidado y atención de nuestros hijos durante los últimos meses, así como a mi hermana Beatriz, por la tranquilidad que me ha dado al atender nuestros asuntos en Venezuela.

A mis padres Niva y Pedro, por abrir el camino que he debido recorrer para alcanzar este logro, y a mis hijos Claudia y Andrés, por servirme de motivación en la búsqueda y consecución de nuevos éxitos cada día.

A mi compañera en la maravillosa aventura de vivir, Brenda, a quien agradezco inmensamente por estar a mi lado y por el apoyo, atención, cariño, comprensión, paciencia, empatía y otras tantas cosas, que junto a los gratos momentos que hemos tenido, han servido de impulso para el logro de diversas metas trazadas.

## RESUMEN

El estudio de las espumas metálicas es un tema de creciente importancia, no sólo por las ventajas que presentan estos materiales para una amplia gama de aplicaciones en diseño ingenieril, sino además por la variabilidad que suelen exhibir sus propiedades mecánicas y por lo compleja e imprecisa que puede llegar a ser su caracterización. Esta tesis doctoral presenta el estudio y análisis del comportamiento mecánico a compresión de una espuma de aluminio, de celda cerrada, a diferentes velocidades de deformación. Como parte de este estudio, se han llevado a cabo ensayos cuasiestáticos de compresión y ensayos dinámicos en un dispositivo de SHPB con barras viscoelásticas de baja impedancia. Este dispositivo ha sido diseñado y preparado para el ensayo de la espuma metálica y, como parte del análisis de los resultados que ha permitido obtener, se ha desarrollado un algoritmo para la corrección analítica de la dispersión y atenuación causadas por las propiedades viscoelásticas de las barras. Se han trazado las curvas tensión nominal-deformación nominal ( $\sigma_N$ - $\epsilon_N$ ) de la espuma metálica para diferentes velocidades de deformación en el intervalo de  $10^{-3}$  a  $900 \text{ s}^{-1}$ . A través de estas curvas se estimaron las propiedades mecánicas clave de la espuma y se evaluó su capacidad de absorción de energía por deformación. Para complementar este análisis se llevó a cabo la modelización de los ensayos de compresión cuasiestática y dinámica de la espuma, mediante un código computacional de elementos finitos. La modelización se llevó a cabo implementando un modelo constitutivo con endurecimiento isotrópico incluido en el código e implementando un modelo de celda unitaria, desarrollado a partir de las características estructurales de la espuma. Finalmente, se ha estudiado, mediante ensayos en torre de caída de peso, el comportamiento frente a impacto de baja velocidad de estructuras sándwich con pieles de aleación de aluminio y núcleo de la espuma metálica y se ha realizado una estimación de la contribución de la espuma durante el proceso de absorción de energía de este tipo de estructuras.



## ABSTRACT

The study of metal foams has become of growing importance, not only by the advantages that these materials have for a wide range of applications in engineering design but also by the variability that their mechanical properties usually exhibit and by the complexity and inaccuracy of their characterization. This doctoral thesis deals with the study and analysis of the mechanical behavior of a closed-cell aluminum foam under compression at different strain rates. As part of the study both quasi-static and dynamic compressive test were carried out, using a servo-hydraulic machine and a SHPB device with low-impedance viscoelastic bars, respectively. This device for dynamic test was previously designed and prepared for the evaluation of the metal foam and, as part of the analysis of the results that it has allowed obtain, it was developed a numerical algorithm in order to accomplish the correction of the dispersion and attenuation caused by the viscoelastic properties of the bars. Nominal stress-strain curves ( $\sigma_N$ - $\varepsilon_N$ ) of the metal foam were plotted for different strain rates, ranging from  $10^{-3}$  to  $900 \text{ s}^{-1}$ . Using these curves were estimated the key mechanical properties of the foam and was estimated its capacity to absorb energy by deformation. In addition, modeling of the quasi-static and dynamic compressive test was performed, using a FEM-based code. This modeling was accomplished by implementing a constitutive model with isotropic hardening included in the code and by implementing a unit cell model developed from the structural characteristics of the foam. Finally, by drop weight testing was studied the low-velocity impact behavior of sandwich structures with aluminum skins and metal foam core and the contribution of the foam to the energy absorption process was estimated.





# ÍNDICE GENERAL

DEDICATORIA.....	v
AGRADECIMIENTOS.....	vii
RESUMEN.....	ix
ABSTRACT.....	xi
ÍNDICE GENERAL.....	xiii
ÍNDICE DE FIGURAS.....	xix
ÍNDICE DE TABLAS.....	xxxv
LISTA DE SÍMBOLOS Y ABREVIATURAS.....	xxxvii
CAPÍTULO 1. INTRODUCCIÓN.....	1
1.1. MOTIVACIÓN.....	2
1.2. OBJETIVOS.....	4
1.2.1. Objetivo General.....	4
1.2.2. Objetivos Específicos.....	5
1.3. ACTIVIDADES DESARROLLADAS.....	5
1.4. APORTACIONES ORIGINALES.....	7
1.5. CONTENIDO DEL DOCUMENTO.....	8
1.6. ESQUEMA DE DESARROLLO DE LA TESIS.....	9
CAPÍTULO 2. FUNDAMENTO TEÓRICO Y ANTECEDENTES.....	11
2.1. SÓLIDOS CELULARES Y ESPUMAS METÁLICAS.....	12
2.1.1. Sólidos Celulares.....	12
2.1.1.1. Estructura.....	13
2.1.1.2. Fabricación.....	17
2.1.1.3. Propiedades.....	18
2.1.2. Espumas Metálicas.....	19
2.1.2.1. Estructura.....	20
2.1.2.2. Fabricación.....	21
2.1.2.3. Aplicaciones.....	25
2.2. PROPIEDADES DE LAS ESPUMAS METÁLICAS.....	34

2.2.1. Propiedades Mecánicas.....	34
2.2.2. Propiedades Térmicas y Eléctricas.....	40
2.3. CARACTERIZACIÓN DE LAS ESPUMAS METÁLICAS.....	41
2.3.1. Caracterización Estructural.....	41
2.3.2. Caracterización de Espumas Metálicas a Compresión.....	42
2.3.2.1. Preparación Superficial y Tamaño de Probetas.....	42
2.3.2.2. Ensayo de Compresión Cuasiestático.....	44
2.3.2.3. Ensayo de Compresión Dinámico.....	45
2.4. MODELOS DE ESPUMAS METÁLICAS.....	46
2.4.1. Modelos Constitutivos.....	46
2.4.2. Modelos Numéricos de Celda.....	52
2.5. COMPORTAMIENTO A COMPRESIÓN DE ESPUMAS METÁLICAS.....	57
2.5.1. Influencia de la Estructura.....	57
2.5.2. Influencia de la Densidad.....	58
2.5.3. Influencia de la Deformación.....	58
2.5.4. Influencia de la Velocidad de Deformación.....	60
2.6. ABSORCIÓN DE ENERGÍA DE ESPUMAS METÁLICAS.....	62
2.6.1. Capacidad de Absorción de Energía.....	63
2.6.2. Estructuras Sándwich.....	64
CAPÍTULO 3. CARACTERIZACIÓN MECÁNICA DE LA ESPUMA METÁLICA..	65
3.1. GENERALIDADES.....	66
3.2. MATERIAL.....	66
3.3. PROBETAS.....	68
3.4. ENSAYOS CUASIESTÁTICOS.....	71
3.4.1. Ensayos de Compresión.....	71
3.4.2. Ensayos de Compresión con Descargas (carga-descarga).....	74
3.4.3. Resultados y Discusión.....	75
3.4.3.1. Ensayos Cuasiestáticos de Compresión.....	75
3.4.3.2. Ensayos Cuasiestáticos de Compresión con Descargas (carga- descarga).....	79
3.5. ENSAYOS DINÁMICOS.....	83

3.5.1. Generalidades.....	83
3.5.2. Barra Hopkinson de Compresión.....	85
3.5.2.1. Descripción del Dispositivo.....	85
3.5.2.2. Impedancia Mecánica (Z).....	86
3.5.2.3. Interpretación de Ondas Registradas en el Ensayo de SHPB	87
3.5.2.3.1. <i>Análisis de las ondas registradas según la teoría de ondas</i>	
<i>unidimensionales</i> .....	87
3.5.2.3.2. <i>Dispersión geométrica de las ondas</i> .....	89
3.5.2.3.3. <i>Ecuación de Pochhammer y Chree</i> .....	91
3.5.2.3.4. <i>Atenuación y dispersión de las ondas registradas en</i>	
<i>ensayos con barras viscoelásticas</i> .....	95
3.5.3. Ensayos de Compresión en Barra Hopkinson.....	101
3.5.3.1. Diseño y preparación de SHPB con barras viscoelásticas.....	101
3.5.3.2. Procedimiento de Ensayo.....	106
3.5.3.3. Determinación de Módulo de Young del PMMA.....	107
3.5.3.3.1. <i>Medición por Ultrasonido</i> .....	108
3.5.3.3.2. <i>Medición a partir de pulsos generados en SHPB</i> .....	111
3.5.3.4. Estimación experimental de la dispersión y atenuación.....	113
3.5.3.5. Corrección de la dispersión y atenuación.....	115
3.5.3.5.1. <i>Obtención del coeficiente de propagación</i> .....	115
3.5.3.5.2. <i>Corrección de las ondas</i> .....	118
3.5.3.5.3. <i>Obtención de Curvas <math>\sigma_N</math>-<math>\epsilon_N</math> corregidas</i> .....	120
3.5.4. Resultados y Discusión.....	122
CAPÍTULO 4. MODELIZACIÓN DE ESPUMA METÁLICA A COMPRESIÓN.....	135
4.1. GENERALIDADES.....	136
4.2. SIMULACIÓN DEL ENSAYO CUASISTÁTICO DE COMPRESIÓN.....	137
4.2.1. Simulación Mediante Modelo Constitutivo en Abaqus.....	137
4.2.1.1. Modelo de plasticidad de espuma compactable ( <i>crushable foam</i>	
<i>plasticity model</i> ) con endurecimiento isotrópico.....	139
4.2.1.1.1. <i>Superficie de fluencia</i> .....	139
4.2.1.1.2. <i>Flujo potencial</i> .....	140

4.2.1.1.3. <i>Endurecimiento</i> .....	141
4.2.1.1.4. <i>Influencia de la velocidad de deformación</i> .....	141
4.2.1.2. Calibración del Modelo de Espuma Compactable con Endurecimiento Isotrópico.....	142
4.2.2. Simulación Mediante Modelo de Celda Unitaria.....	144
4.2.2.1. Generalidades.....	144
4.2.2.2. Modelo de Celda Unitaria.....	145
4.2.2.3. Implementación de Modelo de Celda Unitaria en ABAQUS.....	148
4.2.2.3.1. <i>Material</i> .....	148
4.2.2.3.2. <i>Condiciones de contorno</i> .....	149
4.2.2.3.3. <i>Interacciones (contactos)</i> .....	150
4.2.2.3.4. <i>Mallado</i> .....	151
4.2.2.3.5. <i>Influencia de las condiciones de contorno laterales</i> .....	153
4.2.2.3.6. <i>Influencia de gas ocluido</i> .....	155
4.2.2.3.7. <i>Modelos Multicelda</i> .....	156
4.2.2.4. Resultados y Discusión.....	159
4.2.2.4.1. <i>Influencia de las condiciones de contorno laterales</i> .....	159
4.2.2.4.2. <i>Influencia del mallado</i> .....	161
4.2.2.4.3. <i>Influencia de gas ocluido</i> .....	164
4.2.2.4.4. <i>Modelos Multicelda</i> .....	166
4.3. SIMULACIÓN DEL ENSAYO DINÁMICO DE COMPRESIÓN.....	168
4.3.1. Generalidades.....	168
4.3.2. Material de las Barras y el Percutor.....	170
4.3.3. Modelo Numérico del Ensayo en SHPB.....	170
4.3.4. Resultados y Discusión.....	173
CAPÍTULO 5. ESTUDIO DE PLACAS SÁNDWICH CON ESPUMA METÁLICA SOMETIDAS A IMPACTO DE BAJA VELOCIDAD.....	179
5.1. GENERALIDADES.....	180
5.2. MATERIALES.....	181
5.2.1. Núcleo.....	181
5.2.2. Pielas.....	181

5.3. PROBETAS.....	182
5.4. ENSAYOS DE IMPACTO EN TORRE DE CAÍDA DE PESO.....	183
5.4.1. Equipo y Procedimiento Experimental.....	183
5.4.2. Procesamiento de los Datos Obtenidos.....	186
5.4.3. Resultados y Discusión.....	188
5.5. DETERMINACIÓN DEL DAÑO.....	200
5.5.1. Generalidades.....	200
5.5.2. Determinación de Daño Superficial del Sándwich.....	201
5.5.2.1. Medición por Inspección Visual.....	201
5.5.2.2. Medición por C-SCAN.....	202
5.5.3. Resultados y Discusión.....	205
5.6. ESTIMACIÓN DE ENERGÍA ABSORBIDA POR LA ESPUMA METÁLICA.....	208
5.6.1. Procedimiento.....	208
5.6.2. Resultados y Discusión.....	213
5.7. MODELIZACIÓN NUMÉRICA DEL ENSAYO DE IMPACTO.....	217
5.7.1. Generalidades.....	217
5.7.2. Modelización Constitutiva de Materiales.....	217
5.7.3. Modelo Numérico del Ensayo en Torre de Caída.....	219
5.7.4. Resultados y Discusión.....	223
CAPÍTULO 6. CONCLUSIONES Y TRABAJO FUTURO.....	231
6.1. CONCLUSIONES.....	232
6.2. TRABAJO FUTURO.....	237
BIBLIOGRAFÍA.....	239
ANEXOS.....	249
ANEXO 1. Curvas $\eta^*-\varepsilon_N$ Obtenidas para la Espuma Alporas 10%.....	251
ANEXO 2. Evolución del Módulo de Young ( $E$ ) de la Alporas 10% Durante Ensayos de Compresión con Descargas.....	255
ANEXO 3. Propiedades del PMMA Utilizado en la Fabricación de Barras y Percutores para Ensayo en SHPB.....	259
ANEXO 4. Curvas $\sigma_N-\varepsilon_N$ de la Espuma Alporas 10% Obtenidas en Ensayos en SHPB.....	263

ANEXO 5. Variación de las Propiedades Mecánicas Características de la Alporas 10% ( $\sigma_y$ , $\sigma_c$ , $\sigma_{pl}$ ) con la Velocidad de Deformación, $\dot{\epsilon}$ , en los Ensayos en SHPB.....	269
ANEXO 6. Curvas Fuerza-Tiempo Obtenidas en el Ensayo en Torre de Caída de Placas Sándwich de AA 2024-T3 con Núcleo de Alporas 10%.....	275
ANEXO 7. Curvas Fuerza-Desplazamiento Obtenidas en el Ensayo en Torre de Caída de Placas Sándwich de AA 2024-T3 con Núcleo de Alporas 10%.....	279
ANEXO 8. Curvas Energía-Tiempo Obtenidas en el Ensayo en Torre de Caída de Placas Sándwich de AA 2024-T3 con Núcleo de Alporas 10%.....	283

## ÍNDICE DE FIGURAS

<b>Figura 1.1.</b>	Representación esquemática del desarrollo de la tesis	10
<b>Figura 2.1.</b>	Comparación entre un sólido celular y un material poroso	12
<b>Figura 2.2.</b>	Sólido celular bidimensional	14
<b>Figura 2.3.</b>	Sólidos celulares tridimensionales	14
<b>Figura 2.4.</b>	Formas poligonales de celda unitaria en materiales celulares bidimensionales	14
<b>Figura 2.5.</b>	Agrupamiento de celdas formando mallas bidimensionales	15
<b>Figura 2.6.</b>	Formas poliédricas de celda unitaria en materiales celulares tridimensionales	15
<b>Figura 2.7.</b>	Agrupamiento de las celdas formando mallas tridimensionales	16
<b>Figura 2.8.</b>	Propiedades de los sólidos celulares comparadas con las de otros materiales ingenieriles	19
<b>Figura 2.9.</b>	Micrografías de espumas de aluminio de celda abierta y cerrada	21
<b>Figura 2.10.</b>	Esquema del método de espumado de líquidos por inyección de gas	22
<b>Figura 2.11.</b>	Comparación entre una espuma metálica formada por inyección de gas y un vaso de cerveza con espuma	22
<b>Figura 2.12.</b>	Esquema del método de espumado de líquidos con agentes soplantes	23
<b>Figura 2.13.</b>	Comparación entre un trozo de pan y una espuma de zinc producida mediante espumado de líquidos con agentes soplantes	23
<b>Figura 2.14.</b>	Espuma metálica obtenida mediante Gasar	23
<b>Figura 2.15.</b>	Esquema de la técnica de espumado de compactados de polvo	24

<b>Figura 2.16.</b> Espumas metálicas fabricadas con esferas huecas sinterizadas	25
<b>Figura 2.17.</b> Usos de espumas metálicas en vehículos	26
<b>Figura 2.18.</b> Prototipo de soportes de motor BMW con núcleo de espuma metálica	26
<b>Figura 2.19.</b> Base de brazo telescópico de elevación de un vehículo, fabricada con placas sándwich de aluminio y espuma metálica	26
<b>Figura 2.20.</b> Amortiguador de energía de impacto fabricado con espuma metálica para infraestructura de tranvía SIEMENS COMBINO	27
<b>Figura 2.21.</b> Trozo de espuma metálica de celda cerrada flotando en agua	28
<b>Figura 2.22.</b> Placa sándwich de acero con núcleo de espuma metálica	28
<b>Figura 2.23.</b> Micrófono con apantallamiento acústico de espuma metálica	29
<b>Figura 2.24.</b> Panel sándwich de espuma metálica con curvatura	30
<b>Figura 2.25.</b> Bomba de calor con espuma metálica	30
<b>Figura 2.26.</b> Intercambiadores de calor contruidos con espuma metálica	30
<b>Figura 2.27.</b> Filtros elaborados con espuma metálica	31
<b>Figura 2.28.</b> Depuradores de CO <sub>2</sub> fabricados con espuma metálica	31
<b>Figura 2.29.</b> Emblema corporativo en espuma metálica	32
<b>Figura 2.30.</b> Lámpara de espuma metálica cubierta con vidrio	32
<b>Figura 2.31.</b> Biombo en espuma metálica	32
<b>Figura 2.32.</b> Techos y piso de espuma metálica	33
<b>Figura 2.33.</b> Pared interior y exterior de espuma metálica	33
<b>Figura 2.34.</b> Tanques para almacenamiento de nitrógeno líquido cubiertos con espuma metálica	33
<b>Figura 2.35.</b> Blindaje híbrido con espuma metálica para vehículo militar	34



<b>Figura 2.36.</b> Curva tensión-deformación a compresión típica de una espuma metálica	37
<b>Figura 2.37.</b> Curvas tensión-deformación nominal a compresión cuasiestática de varias espumas metálicas comerciales	37
<b>Figura 2.38.</b> Curva tensión-deformación a tracción cuasiestática de espuma metálica Cymat	38
<b>Figura 2.39.</b> Comportamiento a fatiga de espuma Alporas	38
<b>Figura 2.40.</b> Módulo de Young contra densidad de espumas metálicas comerciales	39
<b>Figura 2.41.</b> Resistencia a compresión contra densidad de espumas metálicas comerciales	39
<b>Figura 2.42.</b> Rigidez específica $E/\rho$ contra resistencia específica $\sigma_c/\rho$ de espumas metálicas comerciales	40
<b>Figura 2.43.</b> Conductividad térmica $\lambda$ contra calor específico volumétrico $C_p\rho$ de espumas metálicas comerciales	41
<b>Figura 2.44.</b> Efecto del tamaño relativo de probeta ( $L/d$ ) sobre el módulo de Young de un par de espumas metálicas comerciales	43
<b>Figura 2.45.</b> Efecto del tamaño relativo de probeta ( $L/d$ ) sobre la meseta de tensión ( $\sigma_{pl}$ ) de un par de espumas metálicas comerciales	43
<b>Figura 2.46.</b> Comparación de superficies de fluencia de modelos constitutivos de espumas metálicas	46
<b>Figura 2.47.</b> Superficies de fluencia iniciales de espumas Alporas y ERG Duocel	50
<b>Figura 2.48.</b> Relación entre el coeficiente de Poisson plástico $\nu_p$ y el factor de forma $\alpha$ y predicción de ésta asumiendo flujo plástico asociado	51
<b>Figura 2.49.</b> Modelo de cubo truncado de SANTOSA y WIERZBICKI	53
<b>Figura 2.50.</b> Modelo hemisférico-cruciforme de MEGUID <i>ET AL.</i>	53

<b>Figura 2.51.</b> Modelo multicelda de MEGUID <i>ET AL.</i>	54
<b>Figura 2.52.</b> Modelo numérico de CZEKANSKI <i>ET AL.</i>	55
<b>Figura 2.53.</b> Modelo numérico de WICKLEIN Y THOMA	55
<b>Figura 2.54.</b> Modelo multicelda de KONSTANTINIDIS <i>ET AL.</i>	56
<b>Figura 2.55.</b> Modelo numérico de KIM <i>ET AL.</i>	56
<b>Figura 2.56.</b> Módulo de Young relativo en función de la densidad relativa, estimado mediante las expresiones propuestas por GIBSON Y ASHBY y obtenido experimentalmente para diferentes espumas metálicas	59
<b>Figura 2.57.</b> Estimación de la energía absorbida por unidad de volumen, $W$ , y de la eficiencia, $\eta$ , de una espuma metálica a partir de su curva tensión-deformación	63
<b>Figura 3.1.</b> Estructura celular de la espuma de aluminio Alporas 10%	67
<b>Figura 3.2.</b> Detalle de la estructura celular de la espuma de aluminio Alporas 10%	68
<b>Figura 3.3.</b> Probeta de Alporas 10% para ensayos cuasiestáticos de compresión	69
<b>Figura 3.4.</b> Probeta de Alporas 10% para ensayos dinámicos de compresión en Barra Hopkinson	70
<b>Figura 3.5.</b> Máquina servohidráulica de ensayo universal <i>INSTRON 8516</i> , de 100 kN de capacidad	71
<b>Figura 3.6.</b> Máquina servohidráulica <i>INSTRON 8516</i> y equipamiento asociado	72
<b>Figura 3.7.</b> Acortamiento de una probeta prismática de Alporas 10% durante su compresión cuasiestática hasta un 70% de la deformación nominal	73

- Figura 3.8.** Comparación entre dos probetas prismáticas de Alporas 10%: una sin ensayar y otra después de haber sido ensayada a compresión 75
- Figura 3.9.** Curvas tensión nominal  $\sigma_N$  vs. deformación nominal  $\varepsilon_N$  cuasiestáticas obtenidas para cuatro probetas de Alporas 10 % ensayadas a compresión 76
- Figura 3.10.** Curva tensión nominal-deformación nominal ( $\sigma_N$ - $\varepsilon_N$ ) a compresión cuasiestática de la Alporas 10 %. 77
- Figura 3.11.** Curva eficiencia a deformación-deformación nominal ( $\eta^*$ - $\varepsilon_N$ ) de la Alporas 10% con indicación del valor de la deformación de compactación  $\varepsilon_D$  79
- Figura 3.12.** Curvas  $\sigma_N$ - $\varepsilon_N$  cuasiestáticas de cuatro probetas de Alporas 10 % sometidas a compresión y a descargas a distintos niveles de deformación 80
- Figura 3.13.** Evolución del Módulo de Young ( $E$ ) con la deformación en cuatro probetas de Alporas 10 % sometidas a compresión cuasiestática 81
- Figura 3.14.** Representación esquemática del arreglo convencional de ensayo de la barra Hopkinson de compresión 86
- Figura 3.15.** Patrón del pulso generado en una barra de longitud finita por un impacto longitudinal en uno de sus extremos 99
- Figura 3.16.** Percutores fabricados con PMMA para el ensayo en barra Hopkinson de la Alporas 10% 103
- Figura 3.17.** Equipo para ensayo en barra Hopkinson de compresión dotado de percutor y barras de PMMA (vista lateral derecha) 103
- Figura 3.18.** Equipo para ensayo en barra Hopkinson de compresión dotado de percutor y barras de PMMA (vista lateral izquierda) 104
- Figura 3.19.** Detalle de las barras incidente y transmisora de PMMA 104

<b>Figura 3.20.</b> Curvas de calibración de percutores de PMMA del equipo de SHPB	105
<b>Figura 3.21.</b> Probeta cilíndrica de PMMA para medición de su Módulo de Young ( $E$ ) por ultrasonido	109
<b>Figura 3.22.</b> Montaje utilizado para la medición del Módulo de Young ( $E$ ) del PMMA por ultrasonido	109
<b>Figura 3.23.</b> Transductores utilizados para la medición del Módulo de Young ( $E$ ) del PMMA por Ultrasonido.	110
<b>Figura 3.24.</b> Esquema de mediciones de tiempo efectuadas en la barra incidente para la estimación del Módulo de Young ( $E$ ) del PMMA	112
<b>Figura 3.25.</b> Comparación entre las ondas incidente y transmitida obtenidas en un ensayo sin probeta en SHPB a una velocidad de impacto $V_{st} = 8 \text{ m/s}$	114
<b>Figura 3.26.</b> Comparación entre las ondas incidente y transmitida obtenidas en un ensayo sin probeta en SHPB a una velocidad de impacto $V_{st} = 12 \text{ m/s}$	114
<b>Figura 3.27.</b> Señal registrada en ensayo en vacío en SHPB a una presión de 1 bar	116
<b>Figura 3.28.</b> Señal registrada en ensayo en vacío en SHPB a una presión de 1.5 bar	116
<b>Figura 3.29.</b> Coeficiente de atenuación $\alpha(\omega)$ obtenido para ensayo en vacío en SHPB a una presión de 1 bar	117
<b>Figura 3.30.</b> Coeficiente de atenuación $\alpha(\omega)$ obtenido para ensayo en vacío en SHPB a una presión de 1.5 bar	117
<b>Figura 3.31.</b> Ondas transmitida y reflejada registradas en un ensayo de Alporas 10% a $500 \text{ s}^{-1}$ y su corrección con el coeficiente de propagación $\gamma(\omega)$ obtenido en vacío a la presión de 1 bar	118

- Figura 3.32.** Ondas transmitida y reflejada registradas en un ensayo de Alporas 10% a  $500 \text{ s}^{-1}$  y su corrección con el coeficiente de propagación  $\gamma(\omega)$  obtenido en vacío a la presión de 1.5 bar 119
- Figura 3.33.** Comparación entre la onda incidente y la suma de las ondas reflejada y transmitida para la Alporas 10%: a) sin corregir, b) corregidas con el coeficiente de propagación  $\gamma(\omega)$  obtenido a la presión de 1 bar 120
- Figura 3.34.** Curvas  $\sigma_N$ - $\varepsilon_N$  obtenidas para una probeta cilíndrica (PC) de Alporas 10% a  $500 \text{ s}^{-1}$ , usando las ondas original (sin corregir) y corregida con el coeficiente de propagación  $\gamma(\omega)$  obtenido a 1 bar 121
- Figura 3.35.** Curvas  $\sigma_N$ - $\varepsilon_N$  obtenidas para una probeta cilíndrica (PC) de Alporas 10% a  $500 \text{ s}^{-1}$ , usando las ondas original (sin corregir) y corregida con el coeficiente de propagación  $\gamma(\omega)$  obtenido a 1.5 bar 121
- Figura 3.36.** Comparación entre dos probetas cilíndricas de Alporas 10%: después de haber sido ensayada en SHPB y sin ensayar 122
- Figura 3.37.** Curva  $\dot{\varepsilon}$ - $t$  obtenida a  $500 \text{ s}^{-1}$  para una probeta de Alporas 10% 123
- Figura 3.38.** Curva  $\varepsilon$ - $t$  obtenida a  $500 \text{ s}^{-1}$  para una probeta de Alporas 10% 123
- Figura 3.39.** Curvas  $\sigma_N$ - $\varepsilon_N$  obtenidas en SHPB a  $500 \text{ s}^{-1}$  con un percutor de 330 mm para dos probetas cilíndricas de Alporas 10% y promedio entre éstas 124
- Figura 3.40.** Curvas  $\sigma_N$ - $\varepsilon_N$  promedio obtenidas en SHPB para la Alporas 10% con un percutor de 330 mm, comparadas con la obtenida a compresión cuasiestática 125
- Figura 3.41.** Curvas  $\dot{\varepsilon}$ - $t$  promedio obtenidas en SHPB para la Alporas 10% con un percutor de 330 mm 125
- Figura 3.42.** Curvas  $\sigma_N$ - $\varepsilon_N$  promedio obtenidas en SHPB para la Alporas 10% con un percutor de 500 mm, comparadas con la obtenida a compresión cuasiestática 126

- Figura 3.43.** Curvas  $\dot{\epsilon} - t$  promedio obtenidas en SHPB para la Alporas 10% con un percutor de 500 mm 127
- Figura 3.44.** Comparación entre las curvas  $\sigma_N - \epsilon_N$  promedio obtenidas en SHPB para la Alporas 10% con los percutores de 330 y 500 mm 128
- Figura 3.45.** Comparación entre las curvas  $\dot{\epsilon} - t$  promedio obtenidas en SHPB para la Alporas 10% con los percutores de 330 y 500 mm 128
- Figura 3.46.** Variación de la tensión nominal ( $\sigma_N$ ) con la velocidad de deformación ( $\dot{\epsilon}$ ) para deformaciones nominales ( $\epsilon_N$ ) entre 0.05 y 0.15, obtenida en ensayos en SHPB de la Alporas 10% con el percutor de 330 mm 129
- Figura 3.47.** Variación de la tensión nominal ( $\sigma_N$ ) con la velocidad de deformación ( $\dot{\epsilon}$ ) para deformaciones nominales ( $\epsilon_N$ ) entre 0.05 y 0.20, obtenida en ensayos en SHPB de la Alporas 10% con el percutor de 500 mm 130
- Figura 3.48.** Variación de la meseta de tensión ( $\sigma_{pl}$ ), la resistencia a compresión ( $\sigma_c$ ) y la tensión de fluencia al 0.2% de la deformación ( $\sigma_y$ ), con la velocidad de deformación ( $\dot{\epsilon}$ ), para ensayos en SHPB de Alporas 10% con el percutor de 330 mm 131
- Figura 3.49.** Variación de la meseta de tensión ( $\sigma_{pl}$ ), la resistencia a compresión ( $\sigma_c$ ) y la tensión de fluencia al 0.2% de la deformación ( $\sigma_y$ ), con la velocidad de deformación ( $\dot{\epsilon}$ ), para ensayos en SHPB de Alporas 10% con el percutor de 500 mm 132
- Figura 3.50.** Variación relativa de la energía absorbida por unidad de volumen ( $W$ ) con la velocidad de deformación ( $\dot{\epsilon}$ ) para deformaciones nominales ( $\epsilon_N$ ) entre 0.05 y 0.15, obtenida en ensayos en SHPB de la Alporas 10% con el percutor de 330 mm 133
- Figura 3.51.** Variación relativa de la energía absorbida por unidad de volumen ( $W$ ) con la velocidad de deformación ( $\dot{\epsilon}$ ) para deformaciones nominales ( $\epsilon_N$ ) entre 0.05 y 0.20, obtenida en ensayos en SHPB de la Alporas 10% con el percutor de 500 mm 134

<b>Figura 4.1.</b>	Superficie de fluencia y flujo potencial del modelo de espuma con endurecimiento isotrópico en el plano de tensión $\sigma_m$ - $\sigma_e$	140
<b>Figura 4.2.</b>	Discretización de cubo unitario de Alporas 10% utilizado en la calibración del modelo de espuma compactable con endurecimiento isotrópico	143
<b>Figura 4.3.</b>	Comparación entre las curvas $\sigma_N$ - $\epsilon_N$ obtenidas al simular la compresión cuasiestática de un cubo unitario de Alporas 10% con endurecimiento isotrópico y la obtenida experimentalmente para la espuma	144
<b>Figura 4.4.</b>	Modelos de celda unitaria basados en sólidos con cavidades	145
<b>Figura 4.5.</b>	Modelo de celda unitaria desarrollado	146
<b>Figura 4.6.</b>	Curva tensión-deformación a tracción cuasiestática de la aleación de aluminio 1050-O	149
<b>Figura 4.7.</b>	Interacciones tipo autocontacto en el modelo de celda unitaria: en la superficie interior de la esfera y entre las superficies de un octante	150
<b>Figura 4.8.</b>	Mallados con elementos tipo placa ( <i>shell</i> ) generados en el modelo de celda unitaria para su análisis	152
<b>Figura 4.9.</b>	Restricciones aplicadas al modelo para conseguir un desplazamiento paralelo de sus caras laterales, en las direcciones principales $x$ , $y$ y $z$	155
<b>Figura 4.10.</b>	Modelo multicelda con cuatro (4) celdas unitarias ( <i>Multicelda I</i> )	157
<b>Figura 4.11.</b>	Modelo multicelda con ocho (8) celdas unitarias ( <i>Multicelda II</i> )	157
<b>Figura 4.12.</b>	Mallas generadas en los modelos multicelda	158
<b>Figura 4.13.</b>	Comparación de curvas $\sigma_N$ - $\epsilon_N$ obtenidas al simular la compresión cuasiestática de la celda unitaria con distintas condiciones de contorno laterales	159
<b>Figura 4.14.</b>	Curvas $\sigma_N$ - $\epsilon_N$ obtenidas al simular la compresión cuasiestática del modelo de celda unitaria con diferentes mallados	161

<b>Figura 4.15.</b> Evolución de la deformación durante la compresión cuasiestática del modelo de celda unitaria con <i>Mallado 1</i>	163
<b>Figura 4.16.</b> Evolución de la deformación durante la compresión cuasiestática del modelo de celda unitaria con <i>Mallado 2</i>	163
<b>Figura 4.17.</b> Evolución de la deformación durante la compresión cuasiestática del modelo de celda unitaria con <i>Mallado 3</i>	163
<b>Figura 4.18.</b> Comparación de curvas $\sigma_N$ - $\varepsilon_N$ obtenidas al simular la compresión cuasiestática del modelo de celda unitaria vacío y con gas ocluido	165
<b>Figura 4.19.</b> Comparación de curvas $\sigma_N$ - $\varepsilon_N$ obtenidas al simular la compresión cuasiestática del modelo de celda unitaria y de los modelos multicelda con el mismo mallado ( <i>Mallado 1</i> )	167
<b>Figura 4.20.</b> numérico del ensayo en SHPB de la espuma con detalle de la malla en la probeta, en su contacto con las barras y en el contacto percutor-barra incidente	171
<b>Figura 4.21.</b> Ondas incidente y reflejada obtenidas al simular la compresión en SHPB de la Alporas 10% para juegos de barras y percutor de distintos materiales	174
<b>Figura 4.22.</b> Ondas transmitidas obtenidas al simular la compresión en SHPB de la Alporas 10% para juegos de barras y percutor de distintos materiales	174
<b>Figura 4.23.</b> Ondas incidente, reflejada y transmitida obtenidas al simular la compresión en SHPB de la Alporas 10% con barras de PMMA	175
<b>Figura 4.24.</b> Ondas transmitidas obtenidas al simular la compresión en SHPB de la Alporas 10% con barras de PMMA de diferentes longitudes relativas ( $L_b/L_{st}$ )	176
<b>Figura 4.25.</b> Ondas transmitidas obtenidas al simular la compresión en SHPB de la Alporas 10% con barras de PMMA y distintos tamaños relativos de percutor ( $L_{st}/D$ ).	177
<b>Figura 5.1.</b> Placas de Alporas 10% de 12, 18 y 30 mm de espesor utilizadas como núcleo de probetas sándwich	181



<b>Figura 5.2.</b>	Dimensiones de las probetas sándwich de aleación de aluminio 1050-H111 y núcleo de Alporas 10% para ensayo en torre de caída	182
<b>Figura 5.3.</b>	Probetas sándwich de aleación de aluminio 1050-H111 y núcleo de Alporas 10% fabricadas para ensayo en torre de caída	183
<b>Figura 5.4.</b>	Torre de caída de peso <i>Ceast Fractovis 6785</i> y equipamiento asociado	184
<b>Figura 5.5.</b>	Esquema del útil de ensayo y su instalación en la cámara inferior de la torre de caída de peso	185
<b>Figura 5.6.</b>	Percutor semiesférico de 20 mm de diámetro utilizado en los ensayos	185
<b>Figura 5.7.</b>	Curva típica de energía-tiempo obtenida a partir de un ensayo de impacto a baja velocidad	188
<b>Figura 5.8.</b>	Comparación de dos probetas sándwich (PS) de AA 1050-H111 y núcleo de Alporas 10%, sin ensayar (izq) y después de ensayada en torre de caída	189
<b>Figura 5.9.</b>	Curvas fuerza-tiempo obtenidas para tres probetas sándwich (PS) de AA 1050-H111 y núcleo de Alporas 10% sometidas a impacto en torre de caída	189
<b>Figura 5.10.</b>	Curvas fuerza-desplazamiento obtenidas para tres probetas sándwich de AA 1050-H111 y núcleo de Alporas 10% sometidas a impacto en torre de caída	190
<b>Figura 5.11.</b>	Curvas energía-tiempo obtenidas para tres probetas sándwich de AA 1050-H111 y núcleo de Alporas 10% sometidas a impacto en torre de caída	190
<b>Figura 5.12.</b>	Curvas fuerza-tiempo obtenidas mediante impacto en torre de caída de probetas sándwich de AA 2024-T3, núcleo de Alporas 10% y $e_r = 18$	191
<b>Figura 5.13.</b>	Curvas fuerza-desplazamiento obtenidas mediante impacto en torre de caída de probetas sándwich de AA 2024-T3, núcleo de Alporas 10% y $e_r = 18$	192

- Figura 5.14.** Curvas energía-tiempo obtenidas mediante impacto en torre de caída de probetas sándwich de AA 2024-T3, núcleo de Alporas 10% y  $e_r = 18$  192
- Figura 5.15.** Curvas energía-tiempo obtenidas de los ensayos en torre de caída de placas sándwich de AA 2024-T3 y núcleo de Alporas 10% con diferentes valores de  $e_r$  196
- Figura 5.16.** Variación de la energía absorbida por el sándwich ( $E_{aS}$ ) con la energía de impacto ( $E_i$ ) obtenida mediante ensayos en torre de caída de probetas de AA 2024-T3 y núcleo de Alporas 10% con diferentes espesores relativos ( $e_r$ ) 197
- Figura 5.17.** Comparación de curvas energía-tiempo obtenidas en torre de caída para probetas sándwich con  $e_r = 18$  y pieles de AA 1050-H111 y de AA 2024-T3 198
- Figura 5.18.** Comparación de curvas fuerza-desplazamiento obtenidas en torre de caída para probetas sándwich con  $e_r = 18$  y pieles de AA 1050-H111 y de AA 2024-T3 199
- Figura 5.19.** Variación de la energía absorbida por el sándwich ( $E_{aS}$ ) con la energía de impacto ( $E_i$ ) obtenida mediante ensayos en torre de caída de probetas sándwich con  $e_r = 18$  y pieles de AA 1050-H111 y de AA 2024-T3 200
- Figura 5.20.** Vista del contorno de deformación circular dejado por el percutor sobre la piel superior de tres probetas sándwich de AA 2024-T3, ensayadas a energías de impacto,  $E_i$ , de 10, 30 y 50 J 202
- Figura 5.21.** Probetas sándwich de AA 2024-T3 y núcleo de Alporas 10% preparadas para su inspección por inmersión con el equipo de C-SCAN 203
- Figura 5.22.** Equipo de C-SCAN *Tecnitest NC serie 04/005* y equipamiento asociado 204
- Figura 5.23.** Probeta sándwich inmersa en la cuba del equipo de C-SCAN y detalle de los contrapesos colocados sobre ésta para la inspección 204

<b>Figura 5.24.</b> Imágenes obtenidas mediante inspección por C-SCAN de probetas sándwich de AA 2024-T3 y núcleo de Alporas 10% ensayadas en torre de caída	205
<b>Figura 5.25.</b> Variación del daño superficial del sándwich ( $D_s$ ) con la energía de impacto ( $E_i$ ) para probetas sándwich de AA 2024-T3 y núcleo de Alporas 10%	206
<b>Figura 5.26.</b> Variación del daño superficial del sándwich ( $D_s$ ) con la energía de impacto ( $E_i$ ) para probetas sándwich de AA 2024-T3 y núcleo de Alporas 10% con diferentes espesores relativos, $e_r$	206
<b>Figura 5.27.</b> Variación del daño superficial del sándwich ( $D_s$ ) con la velocidad de impacto ( $V_{st}$ ) para probetas sándwich de AA 2024-T3 y núcleo de Alporas 10% con diferentes espesores relativos, $e_r$	207
<b>Figura 5.28.</b> Vista en el plano y en la sección del corte transversal realizado a una probeta sándwich de AA 2024-T3 y núcleo de Alporas 10% ensayada	208
<b>Figura 5.29.</b> Identificación y esquematización de la región de espuma compactada en el corte transversal de una probeta sándwich de AA 2024-T3	209
<b>Figura 5.30.</b> Aproximación del volumen de espuma compactada a elementos cilíndricos de revolución en el corte transversal de una probeta sándwich	209
<b>Figura 5.31.</b> Esquema de deformaciones sufridas por los elementos de cilíndricos de revolución en el corte transversal de una probeta sándwich	210
<b>Figura 5.32.</b> Red de líneas trazada sobre la fotografía del corte transversal de una probeta sándwich para la medición de los parámetros de los elementos cilíndricos	211
<b>Figura 5.33.</b> Curva $\tau$ - $\gamma$ obtenida al simular la cortadura pura de un cubo unitario de Alporas 10% con endurecimiento isotrópico	213

<b>Figura 5.34.</b> Variación de la energía absorbida por la espuma ( $E_{aF}$ ) con la energía de impacto ( $E_i$ ) para probetas sándwich con pieles de AA 2024-T3 y diferentes $e_r$	215
<b>Figura 5.35.</b> Variación de la proporción de energía absorbida por la espuma ( $E_{aF}/E_{aS}$ ) con la energía de impacto ( $E_i$ ) para placas sándwich de AA 2024-T3 con diferentes $e_r$	216
<b>Figura 5.36.</b> Comparación del corte de dos probetas sándwich (PS) con igual espesor de núcleo ( $e_n$ ) y distinto espesor de piel ( $e_p$ ), que han sido impactadas a 40 J	216
<b>Figura 5.37.</b> Curvas dinámicas tensión-deformación de la AA 1050-H111 (aluminio comercialmente puro) a diversas velocidades de deformación	218
<b>Figura 5.38.</b> Vistas del modelo numérico del percutor mallado	220
<b>Figura 5.39.</b> Piezas de sujeción del útil de ensayo y montaje de probeta sándwich en el mismo	221
<b>Figura 5.40.</b> Modelo numérico del núcleo mallado	221
<b>Figura 5.41.</b> Evolución del proceso de impacto sobre la placa sándwich, a partir del contorno de tensiones del modelo numérico (Modelo I)	223
<b>Figura 5.42.</b> Curvas fuerza-tiempo obtenidas para los modelos numéricos de placa sándwich de AA 1050-H111 y núcleo de Alporas 10% impactados a 20 J	224
<b>Figura 5.43.</b> Curvas fuerza-desplazamiento obtenidas para los modelos numéricos de placa sándwich de AA 1050-H111 y núcleo de Alporas 10% impactados a 20 J	224
<b>Figura 5.44.</b> Curvas energía-tiempo obtenidas para los modelos numéricos de placa sándwich de AA 1050-H111 y núcleo de Alporas 10% impactados a 20 J	225
<b>Figura 5.45.</b> Corte transversal en el Modelo IV mostrando la deformación plástica equivalente (PEEQ) y la delaminación en el sándwich con pieles de AA 1050-H111, luego de ser impactado a 20 J	226

- Figura 5.46.** Curva fuerza-tiempo obtenida para el modelo numérico de sándwich de AA 2024-T3 y núcleo de Alporas 10% impactado a 20 J (Modelo IV) 227
- Figura 5.47.** Curva fuerza-desplazamiento obtenida para el modelo numérico de sándwich de AA 2024-T3 y núcleo de Alporas 10% impactado a 20 J (Modelo IV) 227
- Figura 5.48.** Curva energía-tiempo obtenida para el modelo numérico de sándwich de AA 2024-T3 y núcleo de Alporas 10% impactado a 20 J (Modelo IV) 228
- Figura 5.49.** Comparación del daño superficial del sándwich encontrado en una placa con pieles de AA 2024-T3 y el encontrado mediante el modelo numérico 228



## ÍNDICE DE TABLAS

<b>Tabla 2.1.</b>	Intervalo de propiedades mecánicas de espumas metálicas comerciales	35
<b>Tabla 2.2.</b>	Relaciones para estimar propiedades mecánicas de espumas metálicas	35
<b>Tabla 2.3.</b>	Superficies de fluencia de modelos de homogeneización para espumas metálicas	47
<b>Tabla 3.1.</b>	Propiedades mecánicas cuasiestáticas obtenidas para cuatro probetas de Alporas 10 % ensayadas a compresión	76
<b>Tabla 3.2.</b>	Propiedades mecánicas cuasiestáticas a compresión de la espuma Alporas 10 %	78
<b>Tabla 3.3.</b>	Módulo de Young, $E$ , obtenido mediante descarga al 75% de $\sigma_c$ de cuatro probetas prismáticas de Alporas 10 % ensayadas a compresión cuasiestática	81
<b>Tabla 3.4.</b>	Resultados de las mediciones de TOF realizadas por ultrasonido en la probeta cilíndrica de PMMA y valores correspondientes de $V_{uw}$ estimados	111
<b>Tabla 4.1.</b>	Propiedades de la aleación de aluminio 1050-O asignadas al material del modelo de celda unitaria	149
<b>Tabla 4.2.</b>	Características de los mallados estudiados en el modelo de celda unitaria	152
<b>Tabla 4.3.</b>	Características de la malla en los modelos multicelda	158
<b>Tabla 4.4.</b>	Propiedades mecánicas cuasiestáticas a compresión del modelo de celda unitaria con <i>Mallado 3</i>	164
<b>Tabla 4.5.</b>	Propiedades utilizadas para los materiales asignados a las barras y el percutor del dispositivo de SHPB	170

<b>Tabla 5.1.</b>	Propiedades de las aleaciones de aluminio utilizadas como pieles de las probetas sándwich	181
<b>Tabla 5.2.</b>	Espesores relativos, $e_r$ , utilizados en la fabricación de probetas sándwich de aleación de aluminio 2024-T3 con núcleo de Alporas 10%.	183
<b>Tabla 5.3.</b>	Matriz de ensayo de impacto en torre de caída de probetas sándwich de aleación de aluminio 2024-T3 con núcleo de Alporas 10%	186
<b>Tabla 5.4.</b>	Resultados de los ensayos de impacto en torre de caída de probetas sándwich de aleación de aluminio 2024-T3 con núcleo de Alporas 10%	194
<b>Tabla 5.5.</b>	Resultados de la estimación de energía absorbida por la espuma, $E_{aF}$ ; para ocho probetas sándwich con pieles de AA 2024-T3 ensayadas en torre de caída	214
<b>Tabla 5.6.</b>	Parámetros de la AA 2024-T3 para la implementación del modelo JOHNSON-COOK en el código ABAQUS	219
<b>Tabla 5.7.</b>	Características de los modelos numéricos analizados en ABAQUS para la estructura sándwich de AA 1050-H111 con núcleo de Alporas 10%	222



# LISTA DE SÍMBOLOS Y ABREVIATURAS

## SÍMBOLOS

$*$	Superíndice que indica una propiedad de la espuma metálica o sólido celular
$a$	Semieje horizontal de la elipse de fluencia de una espuma metálica
$a_{st}$	Aceleración del percutor
$b$	Semieje vertical de la elipse de fluencia de una espuma metálica
$d$	Tamaño de celda
$e_n$	Espesor de núcleo
$e_p$	Espesor de piel
$e_r$	Espesor relativo de placa sándwich
$f$	Frecuencia de onda
$\tilde{f}(x, \omega)$	Transformada de Fourier de una función $f(x, t)$ en la sección $x$
$g$	Aceleración gravitatoria
$h$	Espesor de pared de celda
$h_s$	Espesor de pared de elemento placa o “shell”
$m$	Efecto de la temperatura (parámetro modelo J&C)
$m_{st}$	Masa del percutor
$n$	Exponente de velocidad de deformación (parámetro modelo J&C)
$p$	Coeficiente para el cálculo de la conductividad térmica
$q$	Coeficiente para el cálculo de la resistividad
$r$	Radio de una barra o probeta cilíndrica

$s$	Subíndice que indica una propiedad del sólido a partir del cual se ha obtenido la espuma metálica o sólido celular
$t$	Tiempo
$t_v$	Tiempo de duración de pulso incidente
$u$	Desplazamiento
$v$	Velocidad
$A$	Área de la sección de una probeta
$A'$	Límite elástico en condiciones cuasiestáticas a $T_a$ (parámetro modelo J&C)
$A_0$	Área inicial de la sección de una probeta
$A_b$	Área de la sección de una barra
$B'$	Efecto del endurecimiento por deformación (parámetro modelo J&C)
$C$	Velocidad de propagación de ondas elásticas longitudinales
$C'$	Efecto de la velocidad de deformación (parámetro modelo J&C)
$C_e$	Calor específico
$C_f$	Velocidad de fase
$D$	Diámetro
$D_s$	Daño superficial del sándwich
$E$	Módulo de Young
$E^*(\omega)$	Módulo de Young complejo
$E_{aF}$	Energía absorbida por la espuma metálica
$E_{aS}$	Energía absorbida por el sándwich
$E_i$	Energía de impacto
$E_{aF-\varepsilon_N}$	Energía absorbida por deformación longitudinal de la espuma metálica
$E_{aF-\gamma_{rz}}$	Energía absorbida por deformación angular de la espuma metálica

---

$F$	Fuerza o carga
$F$	Fuerza o carga
$F_i$	Fuerza incidente
$F_t$	Fuerza transmitida
$G$	Módulo de cortadura
$H$	Dureza
$H^*(\omega)$	Función de transferencia de deformación
$J_0, J_1$	Funciones de Bessel de orden cero y uno, respectivamente
$K$	Módulo de compresibilidad volumétrica
$k(\omega)$	Número de onda
$L$	Tamaño de probeta
$L/d$	Tamaño relativo de probeta
$L_0$	Longitud inicial de probeta
$L_b$	Longitud de barra
$L_b/L_{st}$	Longitud relativa de barras
$L_{st}$	Longitud de percutor o proyectil
$L_{st}/D$	Tamaño relativo de percutor
$\tilde{N}(\omega)$	Función de transferencia de la deformación en $x = 0$ , debida a una propagación de onda en la dirección decreciente de $x$
$P_0$	Presión atmosférica
$\tilde{P}(\omega)$	Función de transferencia de la deformación en $x = 0$ , debida a una propagación de onda en la dirección creciente de $x$
$R$	Resistividad
$T$	Temperatura

$T_a$	Temperatura ambiente
$T_f$	Temperatura de fusión
$T^*$	Temperatura homóloga
$V_{st}$	Velocidad de impacto del percutor
$V_{st0}$	Velocidad inicial del percutor
$V_{uv}$	Velocidad ultrasónica longitudinal
$W$	Energía absorbida por unidad de volumen
$\Upsilon$	Función que describe la evolución de $\Upsilon^0$ con la deformación plástica
$\Upsilon^0$	Tensión de fluencia a compresión
$Z$	Impedancia mecánica
$\alpha$	Factor de forma de la superficie de fluencia de una espuma metálica
$\alpha(\omega)$	Coeficiente de atenuación
$\delta$	Desplazamiento de la piel superior del sándwich (punto de contacto)
$\dot{\delta}$	Velocidad de compresión cuasiestática (velocidad de platos de compresión)
$\varepsilon$	Deformación
$\hat{\varepsilon}$	Deformación equivalente en una espuma metálica
$\dot{\varepsilon}$	Velocidad de deformación
$\dot{\hat{\varepsilon}}$	Velocidad de deformación equivalente
$\varepsilon_D$	Deformación de compactación ( <i>densification strain</i> )
$\varepsilon_f$	Ductilidad
$\varepsilon_i$	Deformación incidente (onda de compresión incidente)
$\dot{\varepsilon}_{ij}^p$	Velocidad de deformación plástica
$\bar{\dot{\varepsilon}}^p$	Velocidad de deformación plástica normalizada

$\bar{\dot{\epsilon}}_0$	Velocidad de deformación de referencia
$\epsilon_{max}$	Deformación máxima
$\epsilon_N$	Deformación nominal o ingenieril
$\dot{\epsilon}_N$	Velocidad de deformación nominal o ingenieril
$\epsilon_{pl}^{axial}$	Deformación plástica axial
$\epsilon_r$	Deformación reflejada (onda de tracción reflejada)
$\epsilon_t$	Deformación transmitida (onda de compresión transmitida)
$\epsilon_z$	Deformación longitudinal en elementos de revolución cilíndricos
$\gamma$	Deformación angular
$\gamma^*$	Tasa de calor específico
$\gamma_{rz}$	Deformación angular en elementos de revolución cilíndricos
$\chi(\omega)$	Coefficiente de propagación
$\lambda$	Primer coeficiente de Lamé
$\lambda^T$	Conductividad térmica
$\nu$	Coefficiente de Poisson
$\nu_p$	Coefficiente de Poisson plástico
$\rho$	Densidad de material
$\rho^*/\rho_s, \bar{\rho}$	Densidad relativa de espuma metálica o material celular
$\sigma$	Tensión
$\hat{\sigma}$	Tensión equivalente en una espuma metálica
$\sigma_c$	Resistencia a compresión
$\sigma_e$	Tensión equivalente de von Mises
$\sigma_i$	Tensión incidente

$\sigma_m$	Tensión media o hidrostática
$\sigma_{mc}$	Tensión de fluencia en compresión hidrostática
$\sigma_{mc}^0$	Valor inicial de la tensión de fluencia en compresión hidrostática
$\sigma_{mt}$	Resistencia del material en tracción hidrostática
$\sigma_N$	Tensión nominal o ingenieril
$\sigma_{pl}$	Meseta de tensión ( <i>plateau stress</i> )
$\sigma_t$	Resistencia a tracción
$\sigma_y$	Límite elástico o tensión de fluencia
$\sigma_{yc}$	Tensión de fluencia en compresión uniaxial
$\sigma_{yc}^0$	Valor inicial de la tensión de fluencia en compresión uniaxial
$\tau$	Tensión tangencial
$\omega$	Frecuencia angular de onda
$\lambda$	Longitud de onda
$\Delta\sigma$	Incremento de resistencia de la espuma
$\eta$	Eficiencia de absorción de energía
$\eta^*$	Eficiencia a deformación
$\Phi$	Superficie de Fluencia (función de plastificación)

**ABREVIATURAS**

<b>AA</b>	Aleación de Aluminio ( <i>Aluminum Alloy</i> )
<b>EDM</b>	Mecanizado por descarga eléctrica ( <i>Electric Discharge Machining</i> )
<b>FEM</b>	Método de elementos finitos ( <i>Finite Element Method</i> )
<b>FFT</b>	Transformada rápida de Fourier ( <i>Fast Fourier Transform</i> )
<b>LVDT</b>	Transformador diferencial de variación lineal ( <i>Linear Variable Differential Transformer</i> )
<b>PC</b>	Probeta cilíndrica
<b>PEEQ</b>	Deformación plástica equivalente
<b>PMMA</b>	Polimetilmetacrilato ( <i>Polymethylmethacrylate</i> )
<b>PP</b>	Probeta prismática
<b>PS</b>	Probeta sándwich
<b>RP</b>	Punto de referencia
<b>SEM</b>	Microscopía electrónica de barrido ( <i>Scanning Electron Microscopy</i> )
<b>SHPB</b>	Barra Hopkinson de compresión ( <i>Split Hopkinson Pressure Bar</i> )
<b>TOF</b>	Tiempo de vuelo de onda ultrasónica ( <i>Time-of-Flight</i> )





---

## CAPÍTULO 1

### INTRODUCCIÓN

*En este capítulo se establece la motivación que ha tenido el desarrollo de la tesis, así como los objetivos que ha abarcado, las aportaciones originales que contiene y una descripción de la memoria escrita.*

## 1.1. MOTIVACIÓN

Las espumas metálicas son sólidos celulares que ofrecen importantes beneficios para una amplia gama de aplicaciones estructurales y funcionales. Su baja densidad y la combinación de adecuadas propiedades mecánicas, térmicas, eléctricas y acústicas, han hecho que adquieran especial interés para la investigación científica y aplicada durante los últimos veinte años.

Aunque la producción de espumas metálicas se remonta a la década de los 40's [BANHART, 2002] y se expidieron un considerable número de patentes entre 1950 y 1970 [BANHART, 2007], su elevado costo de producción para la época, aunado a la escasez de información disponible sobre las mismas, retrasaron hasta la década de los 80's su estudio y producción por parte de algunos de los más importantes fabricantes que aún existen hoy en día. De este modo, fue a partir de la última década del siglo XX que adquirió un mayor auge el estudio de las espumas metálicas, lo cual permitió conocer algunas de sus propiedades más interesantes e inferir las aplicaciones potenciales que podrían tener.

Entre los diversos usos que tienen las espumas elásticas se cuentan la fabricación de estructuras ligeras, filtros, intercambiadores de calor, paneles de absorción de ruido, dispositivos de amortiguamiento mecánico, electrodos, sensores en implantes biomédicos y estructuras y dispositivos para absorción de energía de impacto.

Muchas de las espumas metálicas que existen comercialmente se basan en aluminio o níquel, por lo que son reciclables y no tóxicas; algunas inclusive económicas.

A pesar de sus favorables características, que permiten inferir su uso más extendido en los próximos años, las espumas metálicas aún no han sido suficiente ni apropiadamente caracterizadas y algunos de los procesos empleados en su fabricación no se han podido controlar de forma precisa (no han alcanzado niveles de sofisticación comparables con aquellos empleados para obtener, por ejemplo,

espumas poliméricas), lo que ha generado dispersión en sus propiedades y, por ende, ha dificultado su aplicación más allá de los nichos de mercado. Se plantean por tanto una serie de desafíos [BANHART, 2007] para el mejor aprovechamiento de las espumas metálicas, pudiéndose citar entre éstos, los siguientes:

- Es necesario conocer mejor el mecanismo básico de espumado de metales, pues parte del conocimiento que existe es aún especulativo y algunos puntos en relación con este tema aún carecen de claridad.
- Es imperativo mejorar el control sobre la estructura y morfología de las espumas que tienen los procesos de fabricación existentes.
- Se requiere la creación y divulgación de un mayor número de bases de datos, más completas y fiables, de propiedades de espumas metálicas.
- Es necesario clarificar la relación que existe entre las propiedades mecánicas de las espumas y su morfología y estructura.
- Deben estudiarse más a fondo las propiedades mecánicas de las espumas metálicas.

En este contexto, surge la necesidad de precisar el comportamiento mecánico de las espumas metálicas a diferentes velocidades de deformación y, a ser posible, de relacionarlo con las características geométricas de su estructura. Para acometer la tarea investigadora correspondiente, se plantean entonces la *caracterización mecánica* y *modelización*, tanto de las espumas metálicas como de las estructuras formadas a partir de las mismas. Una caracterización mecánica sistematizada, mediante técnicas experimentales conocidas (empleadas para sólidos macizos convencionales), permitiría ampliar y mejorar el conocimiento que se tiene acerca de las propiedades de las espumas, especialmente en condiciones dinámicas, de las que la información existente es más escasa y en algunos casos contradictoria; mientras que la modelización ayudaría a comprender e interpretar los resultados obtenidos experimentalmente y facilitaría su uso en diseños ingenieriles, con las consecuentes ventajas de ahorro de tiempo y dinero. Esta modelización puede llevarse a cabo

usando códigos computacionales, basados en el Método de los Elementos Finitos (FEM: *Finite Element Method*), por ser éste el método numérico de mayor uso y aceptación para tal propósito en la actualidad.

Como aporte al alcance de los desafíos planteados para las espumas metálicas, este trabajo presenta la caracterización mecánica y modelización numérica de una espuma metálica de gran aceptación comercial y el estudio de su aplicación a sistemas de absorción de energía tales como las estructuras tipo sándwich.

## 1.2. OBJETIVOS

Este trabajo está enfocado en la caracterización mecánica de una espuma metálica a diferentes velocidades de deformación y en la modelización numérica de su comportamiento mecánico a compresión mediante: a) la implementación de un modelo simplificado de elementos finitos, obtenido en base a parámetros geométricos del material, tales como la densidad relativa ( $\rho^*/\rho_s$ ), el tamaño de celda ( $d$ ) y el espesor de pared ( $h$ ), y a propiedades del material homogéneo del cual se ha obtenido, y b) la implementación de un modelo constitutivo con endurecimiento isotrópico, incluido en un código comercial. Así mismo, se evalúa y modeliza el comportamiento de la espuma en sistemas de absorción de energía, tales como las estructuras tipo sándwich.

Todo el trabajo se ha enmarcado en un *objetivo general*, que, a su vez, ha conllevado al desarrollo de una serie de actividades, de acuerdo a determinados *objetivos específicos*.

### 1.2.1. OBJETIVO GENERAL

- Evaluar y analizar el comportamiento mecánico a compresión de una espuma metálica a diferentes velocidades de deformación y el comportamiento frente a impacto de un sistema de absorción de energía constituido por este material, así como emplear la información obtenida para modelizar la espuma y la estructura, en los estados de carga correspondientes.

### 1.2.2. OBJETIVOS ESPECÍFICOS

- Evaluar experimentalmente las propiedades mecánicas de la espuma metálica, cuando es sometida a compresión uniaxial cuasiestática y analizar la evolución del daño durante el proceso de deformación, en términos de la variación de su rigidez.
- Desarrollar un modelo numérico del ensayo de compresión en barra Hopkinson (SHPB), a fin de elegir un material de baja impedancia que sea idóneo para el ensayo de espumas metálicas bajo dicho estado de carga.
- Diseñar y preparar un dispositivo de ensayo de SHPB constituido por barras fabricadas con el material viscoelástico elegido, para el ensayo de la espuma metálica.
- Analizar la influencia de la velocidad de la deformación en la respuesta a compresión de la espuma metálica.
- Modelizar el comportamiento a compresión de la espuma metálica mediante la implementación de un modelo de homogeneización incluido en un código computacional comercial y mediante el desarrollo de un modelo numérico de celda unitaria, basado en parámetros geométricos de su estructura.
- Estudiar el comportamiento frente a impacto de baja velocidad de placas sándwich de aluminio con núcleo de espuma metálica y analizar la influencia del espesor relativo del sándwich sobre: la energía absorbida, el daño producido y la absorción de energía por parte de la espuma.

### 1.3. ACTIVIDADES DESARROLLADAS

Para consecución de los objetivos específicos propuestos ha sido necesario llevar a cabo tareas de diversa índole, a saber:

- Fabricación de probetas de espuma metálica para ensayos de compresión cuasiestáticos y dinámicos, con dimensiones suficientes para ser representativas del comportamiento global del material.
- Caracterización estructural de la espuma metálica mediante microscopía óptica y microscopía electrónica de barrido.
- Ensayos cuasiestáticos de compresión de la espuma metálica en máquina de ensayo universal.
- Diseño, montaje y ajuste de una SHPB constituida por un juego de barras y percutor de PMMA para el ensayo de la espuma metálica.
- Ensayos de compresión de la espuma metálica en barra Hopkinson.
- Simulación numérica del ensayo de compresión cuasiestático y del ensayo en barra Hopkinson de la espuma metálica, empleando para ésta un modelo constitutivo incluido en el código computacional ABAQUS.
- Medición del módulo de Young del PMMA mediante la técnica de ultrasonidos.
- Evaluación y corrección del efecto de la dispersión y atenuación causadas por las propiedades viscoelásticas del PMMA en el ensayo en barra Hopkinson.
- Simulación numérica del ensayo de compresión cuasiestático de la espuma metálica, implementando para la misma un modelo de celda unitaria obtenido a partir de parámetros geométricos de su estructura.
- Fabricación de placas sándwich de aluminio con núcleo de espuma metálica para ensayos en torre de caída de peso.
- Ensayos de impacto de las placas sándwich con núcleo de espuma metálica en torre de caída de peso.
- Determinación del daño por impacto causado sobre las placas sándwich con núcleo de espuma metálica.

- Estimación de la energía absorbida por las placas sándwich con núcleo de espuma metálica y de la contribución específica que tiene la espuma en dicha absorción.
- Simulación numérica del ensayo de impacto en torre de caída de peso de placas sándwich de aleación de aluminio con núcleo de espuma metálica.

## 1.4. APORTACIONES ORIGINALES

Con el desarrollo de esta tesis doctoral se han alcanzado algunas aportaciones originales al estudio de las espumas metálicas, pudiéndose citar como más importantes las siguientes:

- Mediante ensayos cuasiestáticos se ha establecido la influencia que tiene la deformación de una espuma de aluminio sobre su comportamiento mecánico a compresión.
- Se ha determinado la evolución de la rigidez de la espuma metálica durante su compresión cuasiestática hasta el inicio del proceso de compactación.
- Se ha desarrollado un modelo de elementos finitos que ha permitido precisar el material más apropiado para el ensayo dinámico de espumas de aluminio empleando un arreglo convencional de barra Hopkinson.
- Por medio del ensayo en barra Hopkinson utilizando barras de un material viscoelástico de baja impedancia, se ha determinado la influencia que tiene la velocidad de deformación en el comportamiento a compresión de una espuma de aluminio de celda cerrada.
- A partir de diversos parámetros geométricos de la estructura de una espuma de aluminio, se ha desarrollado un modelo de celda unitaria con elementos finitos para la modelización de su comportamiento mecánico al ser sometida a compresión uniaxial cuasiestática.

- Se ha analizado el efecto que tiene el espesor relativo de placas sándwich de aleación de aluminio con núcleo de espuma de aluminio sobre su comportamiento frente a impacto de baja velocidad.
- Se ha estimado la contribución específica que tiene una espuma de aluminio en la absorción de energía de estructuras sándwich de aleación de aluminio.

## 1.5. CONTENIDO DEL DOCUMENTO

El documento consta fundamentalmente de 6 capítulos, cuyo contenido se describe resumidamente a continuación:

### ■ Capítulo 1. *Introducción*

Contiene una descripción de la motivación que ha tenido el desarrollo de la tesis, así como de los objetivos que ha abarcado, de las aportaciones originales conseguidas y del contenido de la memoria escrita.

### ■ Capítulo 2. *Fundamento Teórico y Antecedentes*

Trata todo lo relativo a los materiales celulares y a las espumas metálicas como un material dentro de tal categoría, haciendo énfasis en sus características propiedades y aplicaciones. Incluye el estado del arte de la caracterización mecánica de las espumas metálicas en condiciones estáticas y dinámicas y de su modelización, tanto por medio de leyes constitutivas como mediante el uso de códigos computacionales basados en métodos numéricos.

### ■ Capítulo 3. *Caracterización Mecánica de la Espuma Metálica*

Presenta una descripción de la espuma metálica considerada y de los ensayos experimentales llevados a cabo para estimar sus propiedades mecánicas a diferentes velocidades de deformación. Las propiedades obtenidas son presentadas y analizadas.



#### ■ **Capítulo 4. Modelización de Espuma Metálica a Compresión**

Describe la simulación numérica de la espuma metálica en condiciones de compresión cuasiestática y dinámica, mediante un código computacional basado en el método de los elementos finitos.

#### ■ **Capítulo 5. Estudio de Placas Sándwich con Espuma Metálica Sometidas a Impacto de Baja Velocidad**

Presenta la evaluación del comportamiento frente a impacto de baja velocidad de placas sándwich de aluminio con núcleo de espuma de aluminio, mediante ensayos en torre de caída de peso, así como la modelización numérica de dichos ensayos.

#### ■ **Capítulo 6. Conclusiones y Trabajo Futuro**

Contiene las conclusiones extraídas del análisis de los resultados de la tesis y una propuesta de trabajo futuro para el enriquecimiento de la línea de investigación desarrollada.

Adicionalmente, el documento contiene una bibliografía que recoge toda la literatura y recursos electrónicos que han servido de referencia para esta tesis y una serie de anexos que presentan información específica de los diversos estudios, ensayos y análisis realizados.

### **1.6. ESQUEMA DE DESARROLLO DE LA TESIS**

En términos generales, la tesis se ha desarrollado de acuerdo al esquema mostrado en la figura 1.1.

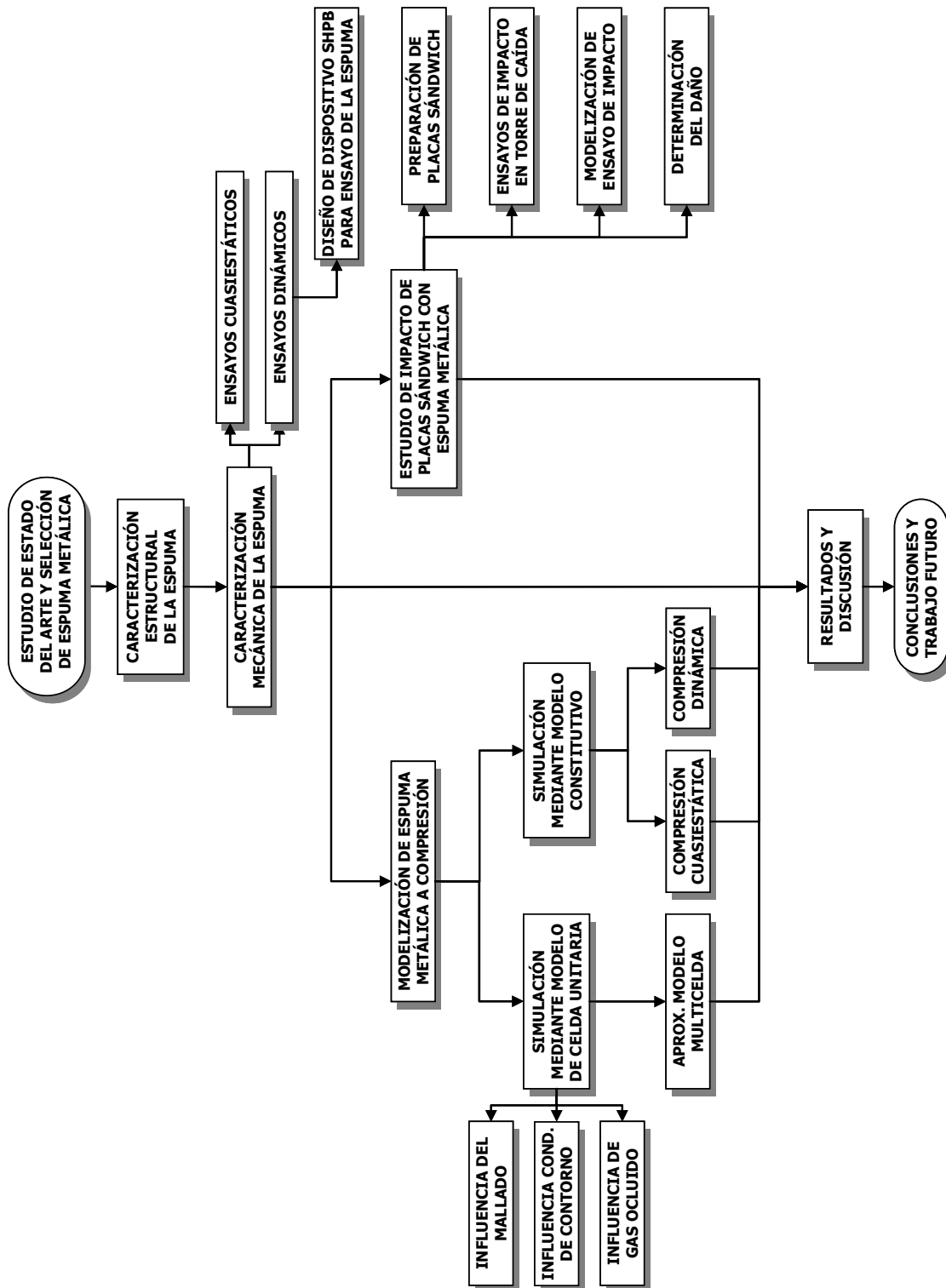


Figura 1.1. Representación esquemática del desarrollo de la tesis

---

## **CAPÍTULO 2**

### **FUNDAMENTO TEÓRICO Y ANTECEDENTES**

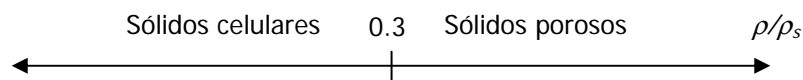
*En este capítulo se trata el fundamento teórico de los materiales celulares y las espumas metálicas, haciendo énfasis en sus características, propiedades, aplicaciones y estudios previos sobre su caracterización mecánica.*

## 2.1. SÓLIDOS CELULARES Y ESPUMAS METÁLICAS

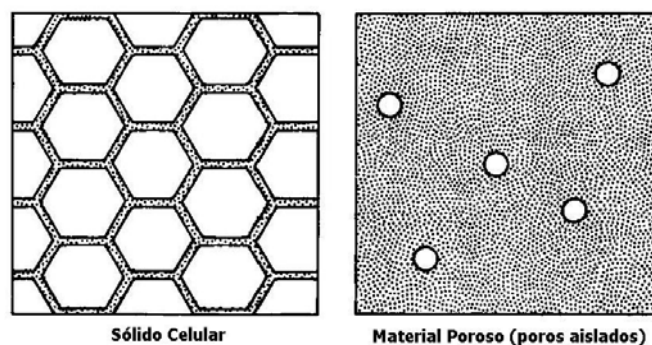
### 2.1.1. SÓLIDOS CELULARES

La palabra *célula* proviene del latín *cella* que significa “pequeño compartimiento, espacio cerrado”. De aquí se puede deducir que la denominación sólido celular hace referencia a un material compuesto por un conjunto de pequeños compartimientos.

Puede definirse a un sólido celular como aquel formado por una red de celdas poliédricas o poligonales unidas entre sí formando mallas bidimensionales o tridimensionales [GIBSON Y ASHBY, 1999]. Estos materiales son sumamente porosos, lo que se ve reflejado en la densidad relativa ( $\bar{\rho}$ ), definida como  $\rho^*/\rho_s$ , donde  $\rho^*$  es la densidad del material celular y  $\rho_s$  la del material que forma el sólido macizo. Los sólidos celulares pueden distinguirse de los sólidos porosos de acuerdo al siguiente criterio:



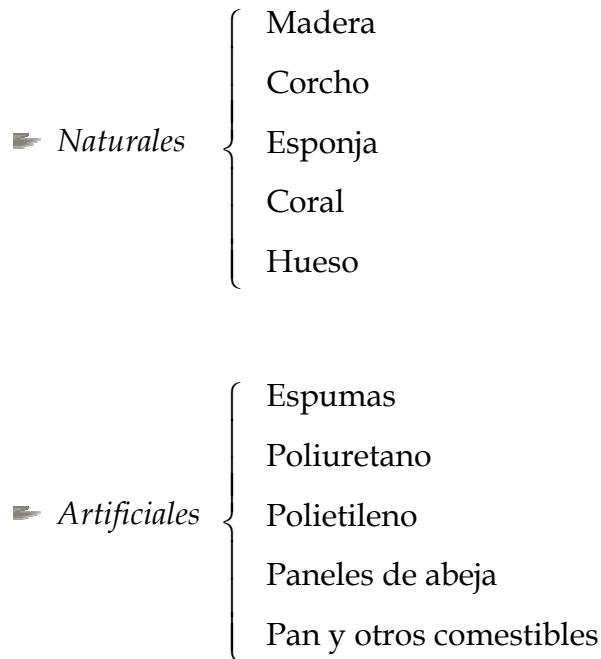
La figura 2.1 muestra de forma esquemática la diferencia entre un sólido celular y un material poroso.



**Figura 2.1.** Comparación entre un sólido celular y un material poroso  
[GIBSON Y ASHBY, 1999].

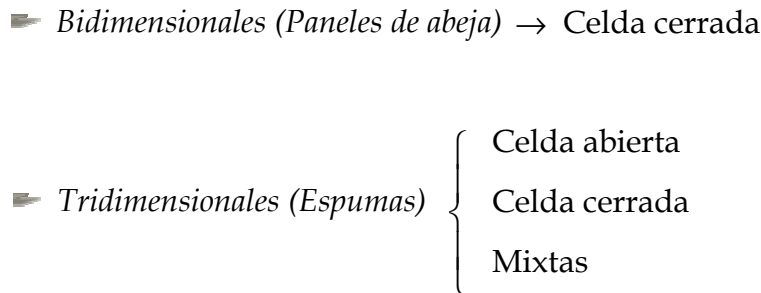
Los materiales celulares pueden alcanzar densidades relativas del orden de  $10^{-3}$ , siendo usuales para esta propiedad física valores en el intervalo de 0.03 a 0.2.

Según su origen los sólidos celulares se pueden clasificar en:

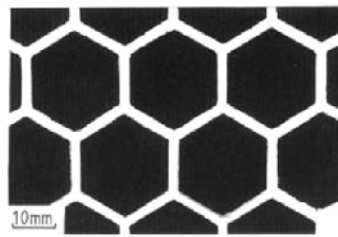


#### 2.1.1.1. Estructura

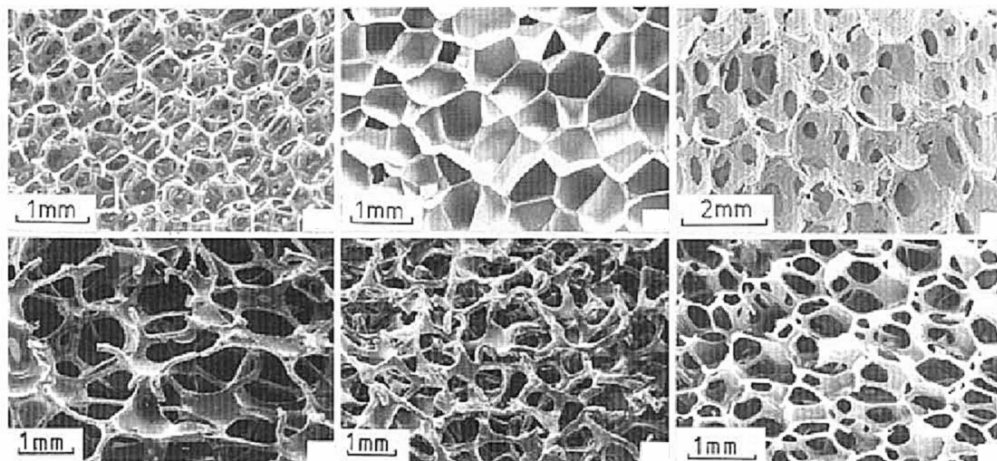
Los sólidos celulares pueden clasificarse según su estructura como:



La estructura del sólido es de *celda abierta* cuando el material se encuentra contenido únicamente en los bordes de las celdas. El sólido entonces consiste en una red de pequeñas barras similares a vigas formando una celosía. La estructura es de *celda cerrada* cuando el material está contenido en tanto en los bordes como en las caras laterales de las celdas, aislando cada una de éstas de las demás adyacentes. En las figuras 2.2 y 2.3 se observan ejemplos de sólidos celulares en dos y tres dimensiones, respectivamente.

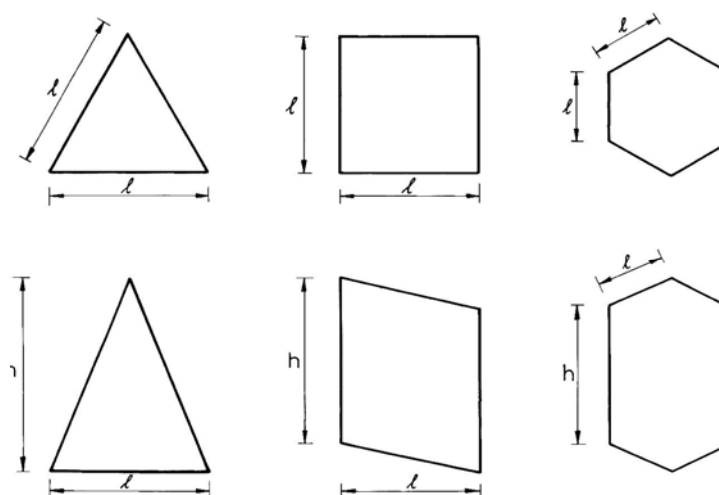


**Figura 2.2.** Sólido celular bidimensional [GIBSON Y ASHBY, 1999].



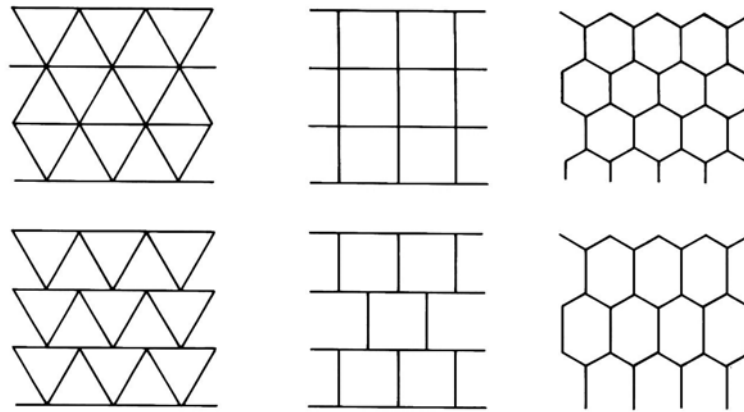
**Figura 2.3.** Sólidos celulares tridimensionales [GIBSON Y ASHBY, 1999].

En la siguiente figura (figura 2.4) se muestran las formas poligonales típicas que pueden adoptar las celdas para generar un sólido bidimensional.



**Figura 2.4.** Formas poligonales de celda unitaria en materiales celulares bidimensionales [GIBSON Y ASHBY, 1999].

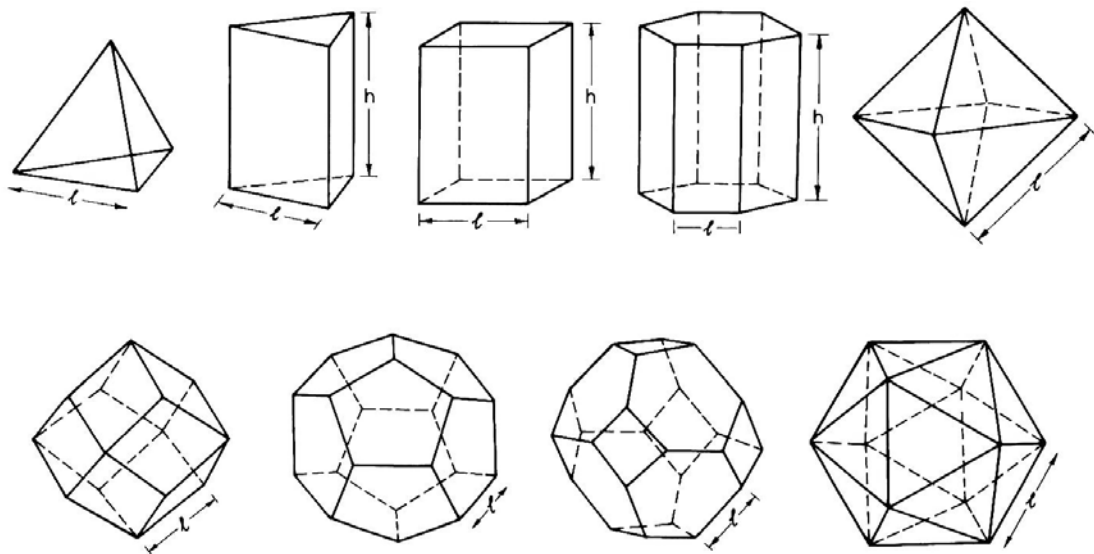
Estos polígonos pueden agruparse de varias formas generando diferentes mallas. Una característica importante de la malla es el número de conectividades, definido como la cantidad de bordes de celda que concurren a un punto (para sólidos celulares bidimensionales, ver figura 2.5).



**Figura 2.5.** Agrupamiento de celdas formando mallas bidimensionales

[GIBSON Y ASHBY, 1999].

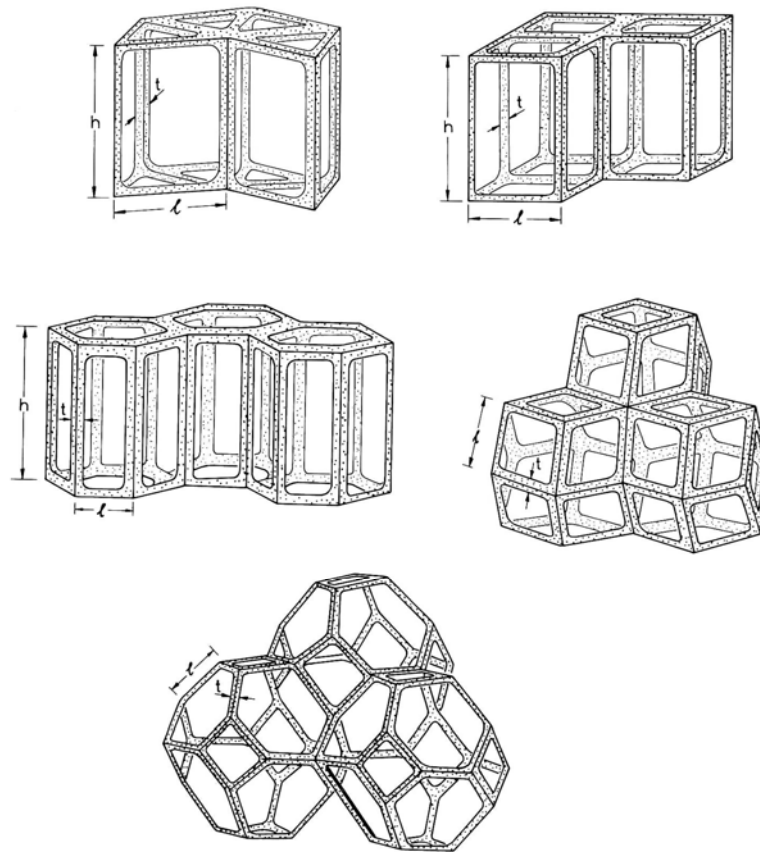
Para sólidos tridimensionales existe una amplia variedad de celdas unitarias poliédricas como se puede observar en la figura 2.6.



**Figura 2.6.** Formas poliédricas de celda unitaria en materiales celulares

tridimensionales [GIBSON Y ASHBY, 1999].

Los poliedros (figura 2.6) agrupados crean cuerpos tridimensionales como los que se indican en la figura 2.7 (la forma sugerida es teórica, pues las formas reales se encuentran distorsionadas). En este caso pueden definirse dos conectividades, conectividad de bordes (igual que para sólidos bidimensionales) y conectividad de caras. Esta última hace referencia al número de caras que concurren a un vértice. Las conectividades, junto con otros parámetros como el número de bordes promedio por cara y el número de caras promedio por celda se utilizan para el cálculo de la densidad relativa  $\rho^*/\rho_s$ .



**Figura 2.7.** Agrupamiento de las celdas formando mallas tridimensionales

[GIBSON Y ASHBY, 1999].

Las conectividades, formas y tamaños de las celdas son muy variables. Así, espumas como la madera balsa o corcho son de celda cerrada y muy regulares, en cambio otras como las esponjas o huesos están formados por una red abierta con conectividades variables entre tres y seis.



La distribución de tamaños de celdas en algunas espumas es aleatoria. En un mismo cuerpo pueden encontrarse celdas muy pequeñas y celdas de tamaño varias veces mayor que las primeras. Esta gran dispersión no implica un material anisótropo; se genera anisotropía cuando las paredes de las celdas están orientadas según una dirección determinada. La anisotropía puede caracterizarse mediante la relación de anisotropía  $R = \overline{L}_1 / \overline{L}_2$ , donde  $\overline{L}_1$  y  $\overline{L}_2$  son los valores promedios de las dimensiones de las celdas en dos direcciones principales. En tres dimensiones se incorpora  $\overline{L}_3$  lo que permite calcular dos relaciones de anisotropía  $R_{12} = \overline{L}_1 / \overline{L}_2$  y  $R_{13} = \overline{L}_1 / \overline{L}_3$ .

La caracterización estructural de un sólido celular está referida a los siguientes parámetros: material que constituye al sólido, densidad, tipo de celda (abierta o cerrada), conectividad de bordes, conectividad de caras, número de bordes promedio por cara, número de caras promedio por celda, forma de la celda, simetría de la estructura, espesor de los bordes, espesor de las caras, fracción de material en los bordes de las celdas, mayor dimensión principal de celda ( $\overline{L}_1$ ), menor dimensión principal de celda ( $\overline{L}_2$ ), dimensión principal de celda ( $\overline{L}_3$ ), radios de anisotropía  $R_{12}$  y  $R_{13}$ , desviación estándar del tamaño de las celdas y otras características específicas.

### 2.1.1.2. Fabricación

Los sólidos celulares pueden elaborarse a partir de casi cualquier material. Los materiales más utilizados son los polímeros, pero pueden utilizarse también metales, cerámicas, vidrios e incluso materiales compuestos. Aunque los procesos de fabricación son numerosos y muy variados, se pueden resumir en los siguientes:

#### ■ *Fabricación de paneles de abeja:*

- Corrugación
- Expansión
- Moldeo
- Extrusión

### ■ *Fabricación de espumas:*

- Mediante agentes expansivos (polímeros y vidrios)
- Inclusión de sólidos en estado líquido (espumas metálicas)
- Anodizado (proceso en sólido para espumas metálicas)
- Sinterización (proceso en sólido para espumas metálicas)

Existen otras maneras de producir sólidos celulares, como por ejemplo, uniendo esferas o material previamente expandido (el poliestireno se obtiene de esta forma). Algunas espumas de vidrio y metal pueden obtenerse mediante sinterización de esferas huecas.

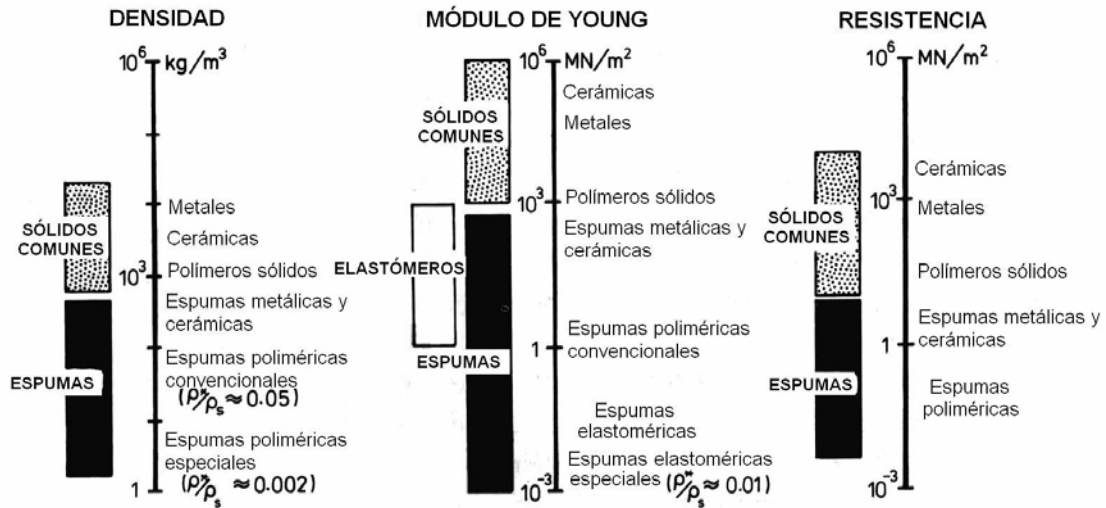
En lo que concierne a los sólidos celulares naturales, la mayoría se generan a partir de procesos de crecimiento, como ocurre con la madera y con los huesos, o del agrupamiento de organismos, tal como en los corales y ciertos nidos de insectos. Determinados comestibles utilizan agentes espumantes biológicos o físicos, como sucede con el pan y el merengue, respectivamente.

### **2.1.1.3. Propiedades**

Las propiedades de un sólido celular dependen en gran parte de su densidad relativa ( $\rho^*/\rho_s$ ). Este parámetro es de mucha utilidad ya que puede calcularse fácilmente; sin embargo, existen modelos para las propiedades de las espumas y paneles de abeja donde intervienen distintas propiedades de las paredes de celda. Tales modelos no son muy utilizados en la práctica puesto que intervienen los mencionados parámetros microscópicos que son difíciles de cuantificar. La densidad relativa, por el contrario, puede calcularse sin mayor complejidad a través de mediciones experimentales.

Los sólidos celulares poseen propiedades mecánicas que pueden medirse a través de los mismos métodos que se usan para los sólidos densos. En la figura 2.8 se indica el intervalo abarcado por algunas propiedades de diversos sólidos celulares

comparadas con las de los sólidos convencionales. El intervalo de propiedades de los materiales celulares los hace aptos para cumplir funciones que los otros sólidos no pueden.



**Figura 2.8.** Propiedades de los sólidos celulares comparadas con las de otros materiales ingenieriles [GIBSON Y ASHBY, 1999].

Dentro de sus propiedades mecánicas destaca la baja rigidez que tienen, lo cual los hace aptos para cumplir funciones de amortiguación. También soportan grandes deformaciones en compresión ( $\varepsilon_{max} \approx 0.7$ ), por lo que son capaces de absorber grandes cantidades de energía.

Las espumas y los paneles de abeja son muy buenos aislantes térmicos ya que contienen en su interior grandes cantidades de aire. Similarmente, su elevada porosidad le confiere buenas propiedades acústicas.

### 2.1.2. ESPUMAS METÁLICAS

Comúnmente suelen denominarse espumas de metal o *espumas metálicas* a aquellos materiales metálicos que contienen vacíos. En un sentido más estricto, es conveniente mencionar que las espumas metálicas son un caso particular de sólidos celulares y que, como tales, poseen características específicas que los distinguen de otros. Así

pues, existen:

- Materiales Celulares
- Materiales Porosos
- Espumas Metálicas
- Esponjas Metálicas

Los dos primeros se han descrito anteriormente, mientras que las espumas metálicas son una clase especial de materiales celulares que se originan fundamentalmente por la adición de gas a un metal o aleación metálica en estado líquido y, por ende, tienen una morfología restringida. Las esponjas metálicas se refieren a una morfología especial con vacíos interconectados.

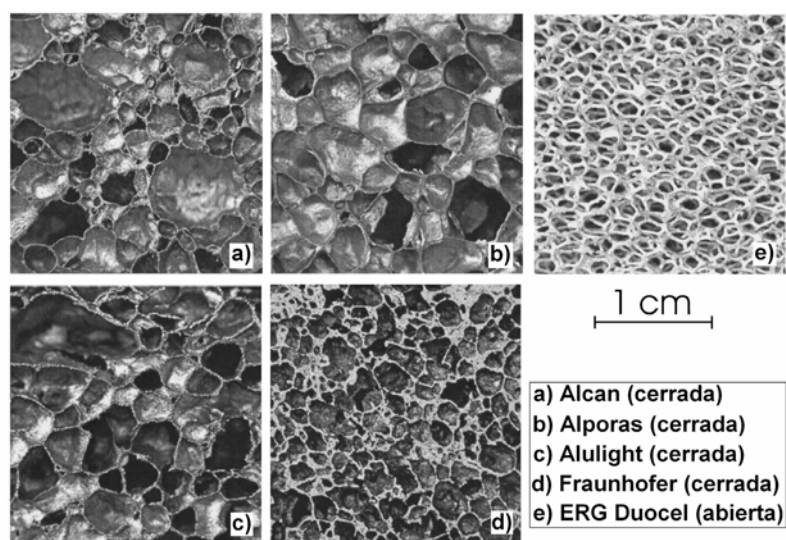
Las espumas metálicas son similares a cualquier otra espuma (en relación a las que se forman en bebidas y alimentos y a las fabricadas de polímeros), ya que la mayor parte de su estructura, típicamente entre el 70 y 95% de la misma, está formada por poros que pueden estar conectados entre sí o separados. A diferencia de las espumas poliméricas, son rígidas y en ocasiones tienen la apariencia de un metal macizo si no han sido cortadas. Son conocidas por su interesante combinación de propiedades físicas y mecánicas tales como su elevada rigidez junto a un muy bajo peso específico, o alta resistencia a compresión combinada con apropiadas características de absorción de energía.

### 2.1.2.1. Estructura

Como sólido celular tridimensional las espumas metálicas pueden ser de *celda abierta*, si sus poros están conectados, o *cerrada*, en caso de tenerlos separados. Aunque las espumas de aluminio son las más comunes, también se encuentran disponibles espumas de níquel, cobre, zinc y acero. La figura 2.9 muestra las micrografías de cinco espumas de aluminio producidas por algunos de los principales fabricantes de éstas, cuatro de ellas de celda abierta y una de celda cerrada.

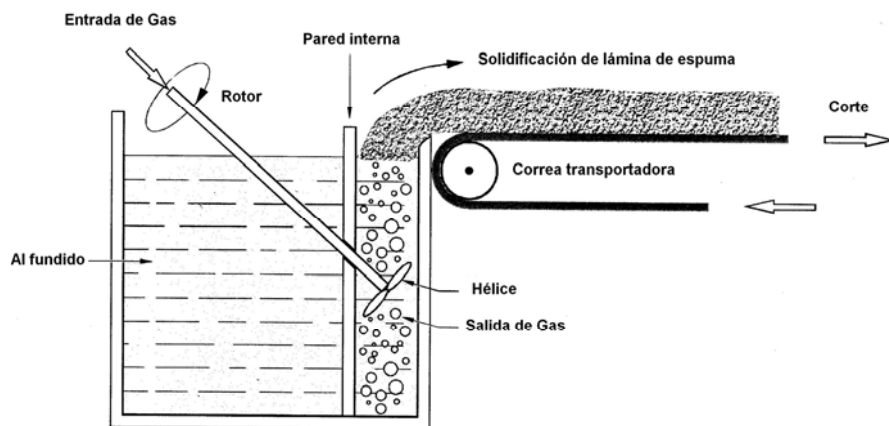
### 2.1.2.2. Fabricación

Existen diversos métodos para la producción de espumas metálicas que han sido reportados en la literatura [ASHBY *ET AL.*, 2000; GIBSON, 2000; BANHART Y WEAIRE, 2002; BABCSÁN *ET AL.*, 2003; BANHART, 2000, 2001, 2003, 2005, 2006], entre los que se pueden considerar como principales [VALENCIA, 2003]: espumado de líquidos por inyección de gas (*melt gas injection*), espumado de líquidos con agentes soplantes (*gas-releasing particle decomposition in the melt*), solidificación eutéctica de sólido-gas (*Gasar*) y espumado de compactados de polvo (*powder compact melting technique*).



**Figura 2.9.** Micrografías de espumas de aluminio de celda abierta y cerrada [ANDREWS *ET AL.*, 1999].

El primer método, que se usa ampliamente para el aluminio y sus aleaciones, utiliza partículas de carburo de silicio, óxido de aluminio u óxido de magnesio, para aumentar la viscosidad, luego se inyecta un gas (aire, nitrógeno o argón) de modo que genere burbujas muy finas en el seno del líquido, esta mezcla flota y se torna en una espuma líquida cuando el metal líquido se drena, la cual se deja solidificar (figura 2.10). Un mecanismo similar ocurre durante la formación de espuma en las bebidas gaseosas y en la cerveza. Esto se hace evidente al apreciar en la figura 2.11 la comparación entre una espuma metálica obtenida mediante este proceso y un vaso de cerveza con espuma.

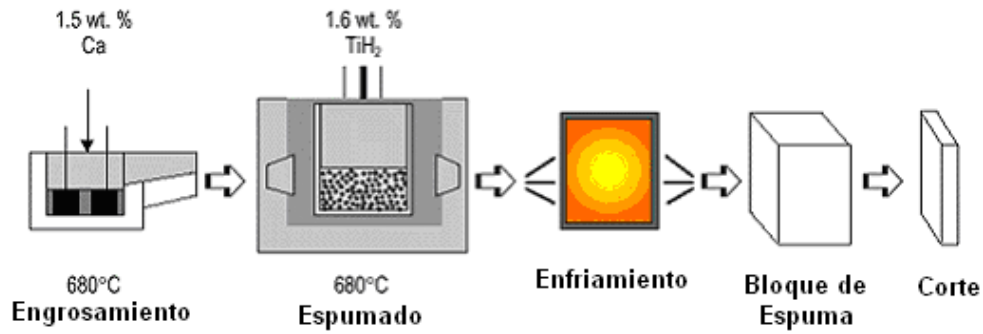


**Figura 2.10.** Esquema del método de espumado de líquidos por inyección de gas [BANHART, 2001].

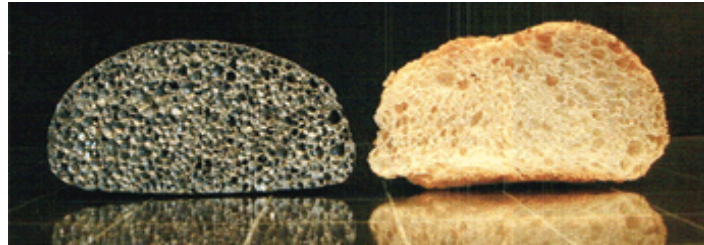


**Figura 2.11.** Comparación entre una espuma metálica formada por inyección de gas y un vaso de cerveza con espuma [BABCSÁN Y BANHART, 2006].

La segunda manera de espumar líquidos es añadiendo un agente soplante en vez de inyectar gas, que se descompone con el calor y libera gas, propiciando el espumado. Típicamente se agrega 1-2% de calcio al aluminio fundido aproximadamente a 680 °C para aumentar su viscosidad y posteriormente se añade hidruro de titanio ( $\text{TiH}_2$ ) como agente soplante que libera hidrógeno en el líquido viscoso, espumándolo. Este proceso se puede observar en la figura 2.12. La figura 2.13 muestra un trozo de espuma de zinc producida mediante esta técnica y se compara con un trozo de pan, dada la analogía que existe entre ambos: el aluminio se espuma por liberación de  $\text{H}_2$  y el pan por liberación de  $\text{CO}_2$ .

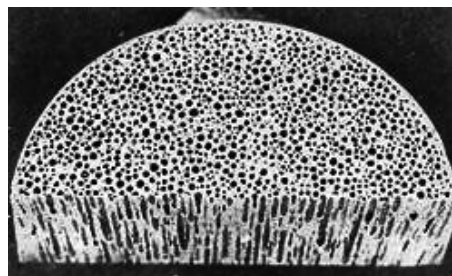


**Figura 2.12.** Esquema del método de espumado de líquidos con agentes soplantes [BANHART, 2000].



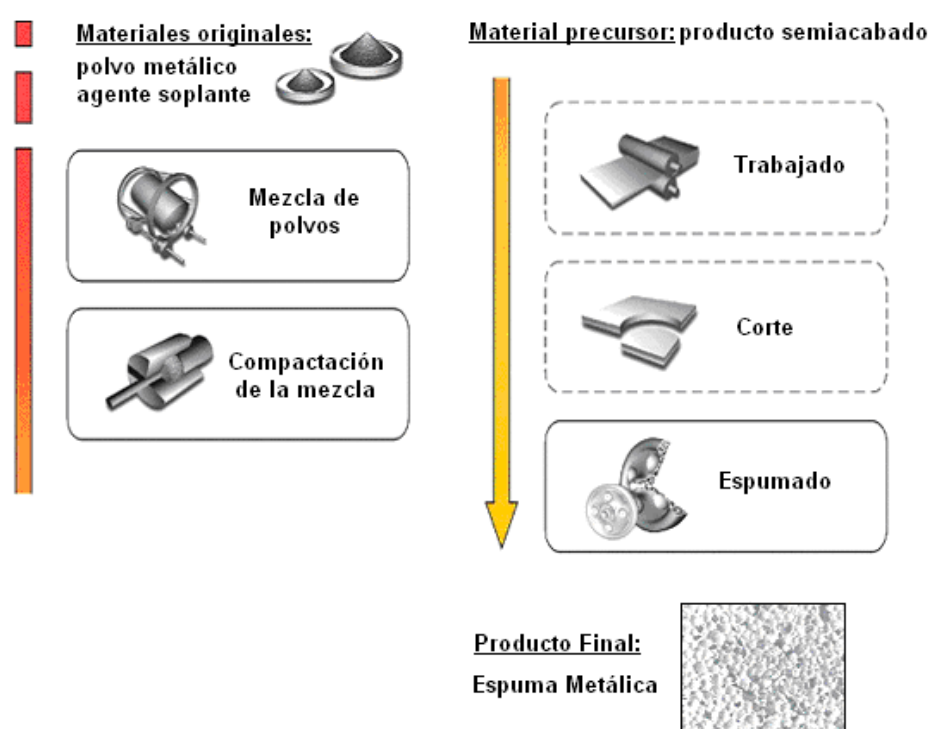
**Figura 2.13.** Comparación entre un trozo de pan y una espuma de zinc producida mediante espumado de líquidos con agentes soplantes [BANHART Y WEAIRE, 2002].

El tercer método se aprovecha de algunos metales que en estado líquido forman un sistema eutéctico con el hidrógeno gaseoso. Fundiendo estos metales en una atmósfera presurizada de hidrógeno, se obtiene un baño homogéneo cargado del mismo ( $H_2$ ). Al enfriar se obtiene la espuma. Este método también recibe el nombre de “Gasar”, un acrónimo ruso cuyo significado es “reforzado con gas”. Las espumas metálicas que resultan de este proceso suelen tener poros muy alargados, orientados en la dirección de solidificación, como puede verse en la figura 2.14.



**Figura 2.14.** Espuma metálica obtenida mediante Gasar [BANHART, 2000].

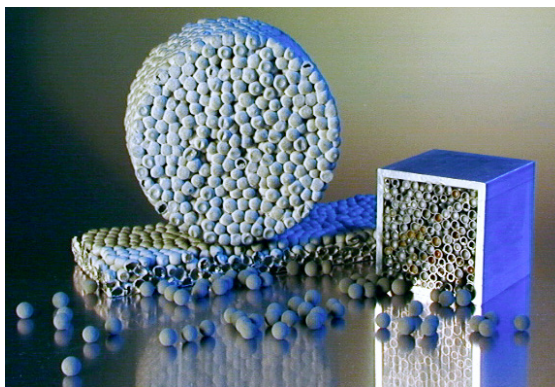
Las espumas también se pueden producir a partir de polvos metálicos. En este proceso se comienza mezclando los polvos con un agente soplante, después de lo cual la mezcla se compacta para dar un producto denso semiacabado (ver figura 2.15). Luego se hace un tratamiento térmico a temperaturas cercanas al punto de fusión de los polvos, así se descompone el agente soplante y se libera el gas que forma los poros. Esta técnica no sirve sólo para el aluminio, otros metales y aleaciones, como estaño, zinc, plomo, latón y oro también pueden ser espumados.



**Figura 2.15.** Esquema de la técnica de espumado de compactados de polvo  
[BANHART, 2000; BAUMGÄRTNER ET AL., 2000].

En adición a los procedimientos señalados, es conveniente mencionar la sinterización de esferas huecas (*hollow spheres sintering*). Este método consiste en la deposición de una pasta metálica sobre esferas sólidas de un material desechable, comúnmente poliestireno, que luego se comprimen para darles mayor contacto y finalmente se sinterizan, removiendo el poliestireno y el aglutinante. De este modo se consigue una estructura que mezcla porosidades abiertas y cerradas (figura 2.16).





**Figura 2.16.** Espumas metálicas fabricadas con esferas huecas sinterizadas  
[IFAM, 2008]

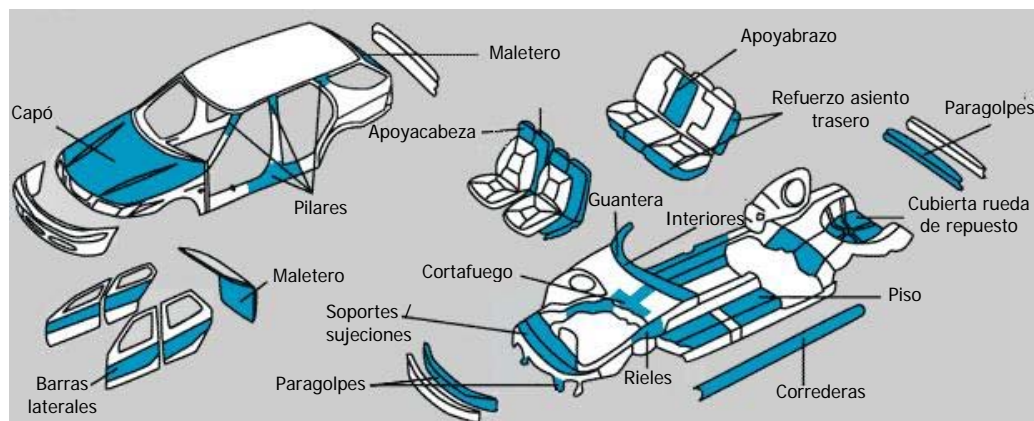
### 2.1.2.3. Aplicaciones

Las espumas metálicas tienen una combinación de propiedades que las hacen atractivas para numerosas aplicaciones ingenieriles. Entre sus aplicaciones se tienen el uso como materiales livianos de construcción, para absorber energía por deformación, para el control térmico y acústico y otras tantas más.

A continuación se describen las aplicaciones actuales y potenciales que poseen las espumas metálicas, de acuerdo al sector productivo correspondiente:

#### ■ *Industria automotriz*

Las características y propiedades de las espumas metálicas las hacen de utilidad en la fabricación de vehículos. Así, su alta capacidad para absorber energía mecánica por deformación (especialmente de impacto), carácter reciclable, insensibilidad a entallas, protección contra fuego, aislamiento térmico y acústico y resistencia al calor, apropiada relación resistencia/peso y rigidez/peso, hacen que tengan aplicación en *paragolpes, soportes para barras anticolidión, rieles, protección interna de ocupantes, capó, paneles laterales* y otros. En la figura 2.17 se indican esquemáticamente las aplicaciones que tienen las espumas metálicas en la fabricación de vehículos automotrices, mientras que en las figuras 2.18 y 2.19 se pueden ver un par de aplicaciones en la fabricación de soportes de motor y un brazo telescópico de elevación, respectivamente.



**Figura 2.17.** Usos de espumas metálicas en vehículos [CYMAT TECHNOLOGIES, 2008].



**Figura 2.18.** Prototipo de soportes de motor BMW con núcleo de espuma metálica [BANHART, 2005].



**Figura 2.19.** Base de brazo telescópico de elevación de un vehículo, fabricada con placas sándwich de aluminio y espuma metálica [ALULIGHT INTERNATIONAL, 2011].

### ■ Equipo deportivo

Aunque no se ha reportado uso de espumas metálicas en este sector, su baja densidad y elevada capacidad de absorción de energía las hacen apropiadas para aplicaciones de relleno, por ejemplo en *raquetas de tenis, bates de béisbol, cuadros de bicicletas* y otros.

### ■ Insertos biocompatibles

La estructura de celda abierta de espumas metálicas biocompatibles, tales como las de titanio, estimulan el crecimiento celular, de modo que pueden favorecer el crecimiento de hueso dentro de los poros de la espuma en *prótesis ortopédicas*.

### ■ Industria ferroviaria

Las ventajas que tienen las espumas metálicas en el sector automotriz se extienden a la construcción ferroviaria. En éste sector se ha hecho hincapié en el aprovechamiento de la alta absorción de energía de impacto, para trenes urbanos que presentan el riesgo de colisión con vehículos (figura 2.20). Se han fabricado *elementos anticolidión* de espuma metálica para trenes de alta velocidad.



**Figura 2.20.** Amortiguador de energía de impacto fabricado con espuma metálica para infraestructura de tranvía SIEMENS COMBINO [BANHART, 2005].

### ■ Construcción naval

Las espumas de aluminio de celda cerrada son más ligeras que el agua, debido a que las burbujas de aire que contienen reducen su densidad y, por ende, les permiten flotar (ver figura 2.21), lo que es muy ventajoso para la *fabricación de*

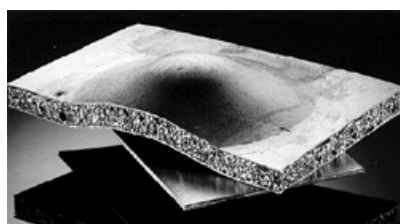
*barcos*. Más ventajosas aún se hacen al tener en cuenta que no se corroen, no se ven afectadas por inmersiones prolongadas y mantienen la flotabilidad incluso después de haberse dañado. Algunas aplicaciones incluyen *elevadores, plataformas, mamparos estructurales, plataformas para antenas y casilleros*.



**Figura 2.21.** Trozo de espuma metálica de celda cerrada flotando en agua ( $\bar{\rho} = 0.2$ )  
[CURRAN, 2008].

#### ■ Estructuras livianas

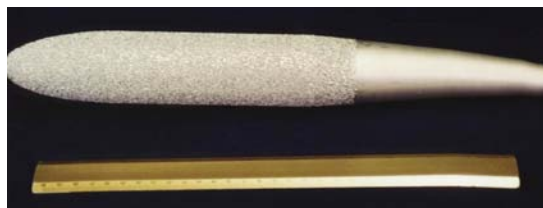
Sus excelentes relaciones resistencia/peso y rigidez/peso las hacen atractivas para la construcción de cualquier estructura liviana. Particularmente los paneles sándwich con núcleo de espuma metálica (figura 2.22) tienen potencial para ser usados en fuselajes de aviones, vehículos espaciales y embarcaciones.



**Figura 2.22.** Placa sándwich de acero con núcleo de espuma metálica  
[BANHART, 2000].

#### ■ Protección acústica y reducción de ruido

Los poros en las espumas de celda abierta facilitan la absorción de ruido, puesto que lo reflejan dentro de la misma y convierten parte en calor. Esto hace que puedan ser usadas para apantallamiento acústico en *techos y paredes* y en equipos de audio (figura 2.23).



**Figura 2.23.** Micrófono con apantallamiento acústico de espuma metálica [ERG MATERIALS AND AEROSPACE, 2011].

#### ■ *Protección contra fuego*

Las mismas propiedades que las hacen útiles como intercambiadores (celda abierta con mucha área superficial y alta conductividad de bordes de celda), les confieren capacidad para resistir y sofocar llama directa. Por esto han sido empleadas en paneles de protección contra fuego.

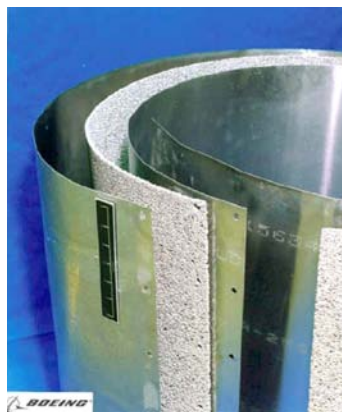
#### ■ *Amortiguamiento mecánico y control de vibraciones*

La capacidad de amortiguamiento de las espumas metálicas es hasta diez (10) veces mayor que la de los metales sólidos. Además tienen elevadas frecuencias naturales de resonancia, pudiendo por tanto reducir el intervalo de vibraciones. Pueden usarse como *relleno de perfiles huecos* para amortiguación y en *cobertores y contenedores* sujetos a vibración.

#### ■ *Industria aeroespacial*

En aplicaciones aeroespaciales el reemplazo de grandes cantidades de paneles sándwich de material compuesto, por otros de espuma metálica implica una significativa reducción de costos. En este sentido, grandes fabricantes como Boeing han evaluado el uso de *paneles sándwich* con espumas de titanio y de aluminio en *botalones de cola de helicópteros*. La principal ventaja de tales sándwiches es que pueden fabricarse con curvaturas a diferencia de los de material compuesto, tal como se aprecia en la figura 2.24. Otras aplicaciones incluyen *relleno de álabes de turbina*, *elementos anticolidión para soportes de aterrizaje de vehículos espaciales*, *estructuras resistentes y escudos térmicos en satélites*.





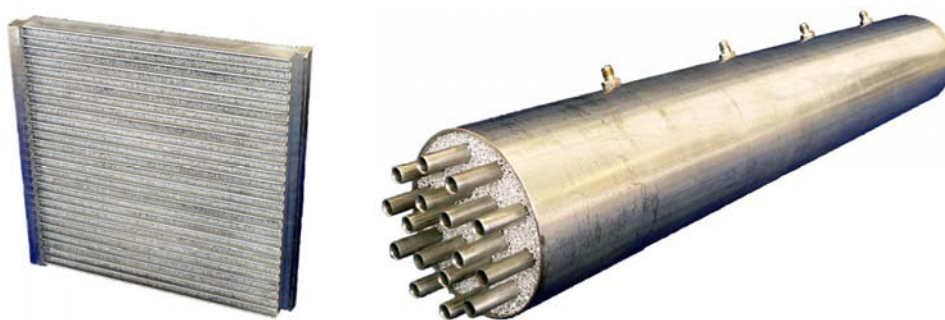
**Figura 2.24.** Panel sándwich de espuma metálica con curvatura [NPL, 2000].

#### ■ Intercambiadores de calor

Las espumas de celda abierta tienen mucha área superficial y alta conductividad térmica (de sus bordes de celda), lo que le otorga cualidades excepcionales para transferir energía en dispositivos tales como bombas o intercambiadores de calor (ver figuras 2.25 y 2.26).



**Figura 2.25.** Bomba de calor con espuma metálica [ERG MATERIALS AND AEROSPACE, 2011].



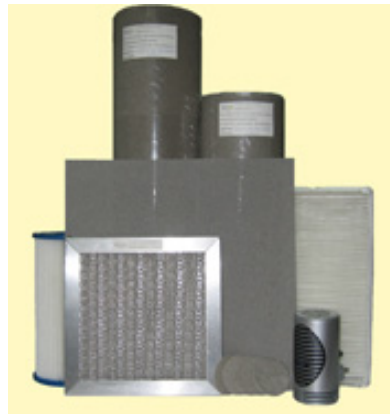
**Figura 2.26.** Intercambiadores de calor contruidos con espuma metálica [ERG MATERIALS AND AEROSPACE, 2011].

### ■ Apantallamiento electromagnético

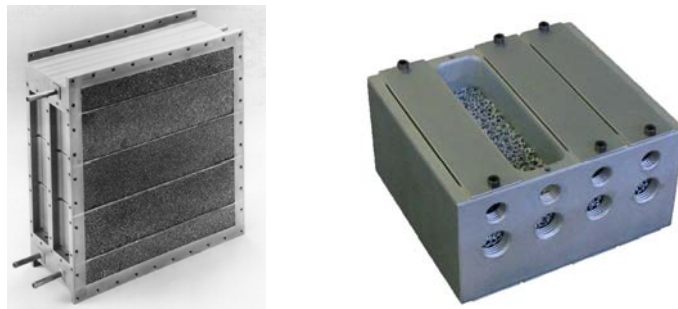
Sirven para proteger dispositivos electrónicos y espacios interiores de ondas electromagnéticas, evitando daño a equipos y personas, respectivamente. Esto es posible gracias a una buena conductividad eléctrica, que minimiza la penetración de las ondas, y a una baja permeabilidad magnética, que ayuda a convertir este tipo de energía en calor. La protección, según cada caso, se logra mediante *placas de techo y pared* y *cajas cobertoras*.

### ■ Filtración

Las espumas de celda abierta con tamaño de poro controlado tienen un gran potencial para filtrar gases y fluidos (figura 2.27). Una aplicación concreta que tienen en este sentido es en depuradores de CO<sub>2</sub> como los de la figura 2.28. Entre las aplicaciones posibles están *filtros de aceite* y *tubos de escape de vehículos*.



**Figura 2.27.** Filtros elaborados con espuma metálica [ARTENANO CO, 2008].



**Figura 2.28.** Depuradores de CO<sub>2</sub> fabricados con espuma metálica [ERG MATERIALS AND AEROSPACE, 2011].

### ■ Arquitectura y Decoración

Su apariencia novedosa y bajo peso, hacen de las espumas un elemento muy útil para el diseño arquitectónico y la decoración de espacios interiores y exteriores. Es por ello que se han utilizado en *tabiquería, muebles, pisos, techos, acabados, estantería e iluminación* (figuras 2.30 a 2.34).



**Figura 2.29.** Emblema corporativo en espuma metálica  
[ERG MATERIALS AND AEROSPACE, 2011].

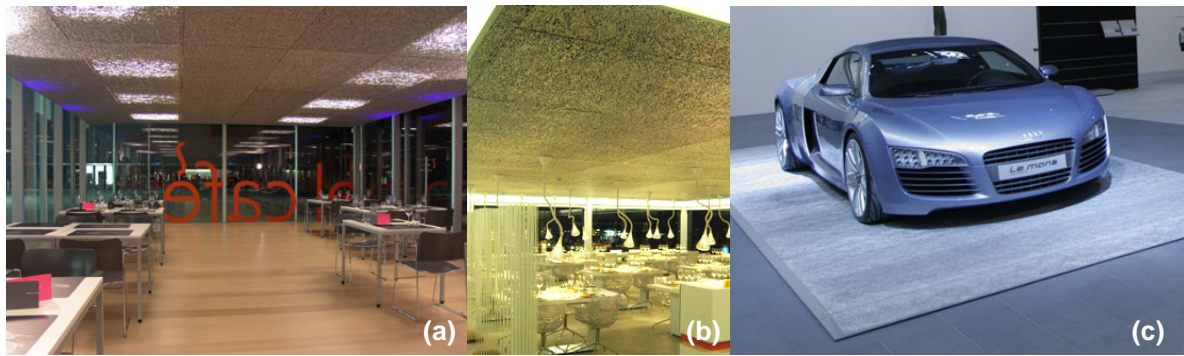


**Figura 2.30.** Lámpara de espuma metálica cubierta con vidrio  
[RECEMAT INTERNATIONAL, 2011].

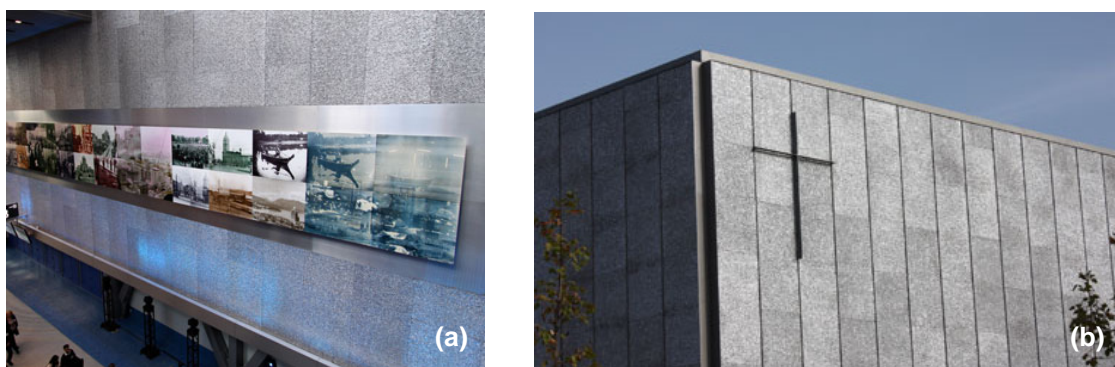


**Figura 2.31.** Biombo en espuma metálica [M-PORE, 2011].





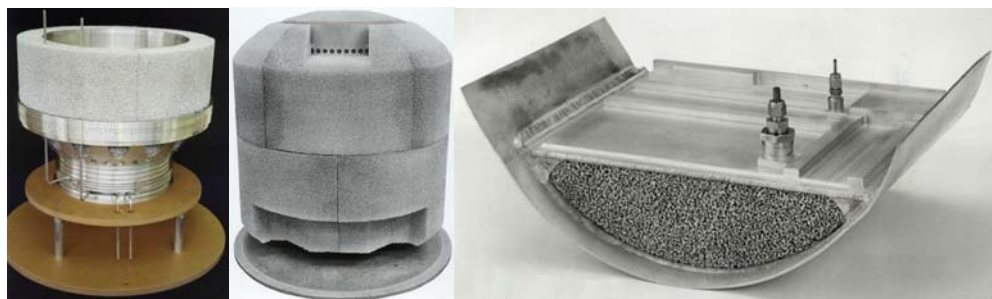
**Figura 2.32.** Techos (a, b) y piso (c) de espuma metálica [ALUSION, 2011].



**Figura 2.33.** Pared interior (a) y exterior (b) de espuma metálica [ALUSION, 2011].

#### ■ Aislamiento térmico

Por el gran volumen de aire que contienen, las espumas metálicas de celda cerrada poseen una baja conductividad térmica. Esto las hace indicadas como aislante térmico a altas y bajas temperaturas. Así, han tenido aplicación en tanques criogénicos para almacenamiento de nitrógeno líquido, como los de la figura 2.29.



**Figura 2.34.** Tanques para almacenamiento de nitrógeno líquido cubiertos con espuma metálica [ERG MATERIALS AND AEROSPACE, 2011].

### ■ Seguridad y Defensa

La conjugación de propiedades tales como su elevada capacidad para absorber energía de impacto, para amortiguar vibraciones mecánicas, para atenuar ondas de choque y para sofocar llama directa, aunadas a su reducido peso, hace de las espumas metálicas un elemento de sumo interés para la industria militar y de defensa, ya que pueden ser utilizadas en la fabricación de *placas de contención* (*blast protection*), relleno para *cascos blindados* y blindaje de vehículos, como el que puede observarse en la figura 2.35.



**Figura 2.35.** Blindaje híbrido con espuma metálica (*aluminum foam*) para vehículo militar [ISOTECH, 2011].

## 2.2. PROPIEDADES DE LAS ESPUMAS METÁLICAS

### 2.2.1. PROPIEDADES MECÁNICAS

Las espumas metálicas son sistemas complejos en relación con su macro y microestructura. Esta última y las propiedades mecánicas locales son gobernadas por la composición de la aleación, condiciones de espumado y enfriamiento y eventualmente postratamiento térmico. Algunos rasgos macroscópicos de su morfología, tales como el tamaño de poro o curvatura de paredes de celda, junto con la densidad específica,  $\rho^*/\rho_s$ , tienen una marcada influencia sobre la respuesta mecánica. Como todas estas características son inherentemente estadísticas y dependen significativamente de las condiciones de procesamiento, es complicado establecer una base de datos precisa, sencilla y confiable para las espumas metálicas. No obstante, autores como ASHBY ET AL. [2000] han encontrado intervalos de propiedades mecánicas para algunas espumas metálicas y han determinado reglas para su estimación. Las tablas 2.1 y 2.2, respectivamente, contienen esta información.

**Tabla 2.1.** Intervalo de propiedades mecánicas de espumas metálicas comerciales.

Espuma	<i>Cymat</i>	<i>Alulight</i>	<i>Alporas</i>	<i>ERG</i>	<i>Inco</i>
Material	Al-SiC	Al	Al	Al	Ni
Estructura (tipo de celda)	Cerrada	Cerrada	Cerrada	Abierta	Abierta
Tamaño de celda, $d$ (mm)	3.4-13.2	4.2	4.5	2.5-4.5	0.45-0.8
Densidad relativa, $\rho/\rho_s$	0.02-0.2	0.1-0.35	0.08-0.1	0.05-0.1	0.03-0.04
Densidad, $\rho$ (Mg/m <sup>3</sup> )	0.07-0.56	0.3-1.0	0.2-0.25	0.16-0.25	0.26-0.37
Módulo de Young, $E$ (GPa)	0.02-2.0	1.7-12	0.4-1.0	0.06-0.3	0.4-1.0
Módulo de cortadura, $G$ (GPa)	0.001-1.0	0.6-5.2	0.3-0.35	0.02-0.1	0.17-0.37
Coefficiente de Poisson, $\nu$	0.31-0.34	0.31-0.34	0.31-0.34	0.31-0.34	0.31-0.34
Resistencia a compresión, $\sigma_c$ (MPa)	0.04-7.0	1.9-14.0	1.3-1.7	0.9-3.0	0.6-1.1
Límite Elástico, $\sigma_y$ (MPa)	0.04-7.0	2.0-20	1.5-1.8	0.9-2.7	0.6-1.1
Resistencia a tracción, $\sigma_t$ (MPa)	0.05-8.5	2.2-30	1.6-1.9	1.9-3.5	1.0-2.4
Módulo de compres. vol., $K$ (GPa)	0.02-3.2	1.8-13.0	0.9-1.2	0.06-0.3	0.4-1.0
Deformación de compactación, $\varepsilon_D$	0.6-0.9	0.4-0.8	0.7-0.82	0.8-0.9	0.9-0.94
Ductilidad, $\varepsilon_f$	0.01-0.02	0.002-0.04	0.01-0.06	0.1-0.2	0.03-0.1
Dureza, $H$ (MPa)	0.05-10	2.4-35	2.0-2.2	2.0-3.5	0.6-1.0

**Tabla 2.2.** Relaciones para estimar propiedades mecánicas de espumas metálicas.

Propiedades mecánicas	Espuma de celda abierta	Espuma de celda cerrada
Módulo de Young, $E$ (GPa)	$E = (0.1 - 4)E_s \left( \frac{\rho^*}{\rho_s} \right)^2$	$E = (0.1 - 1)E_s \left[ 0.5 \left( \frac{\rho^*}{\rho_s} \right)^2 + 0.3 \left( \frac{\rho^*}{\rho_s} \right) \right]$
Módulo de cortadura, $G$ (GPa)	$G \approx \frac{3}{8}E$	$G \approx \frac{3}{8}E$
Módulo de comp. volumétrica, $K$ (GPa)	$K \approx 1.1E$	$K \approx 1.1E$
Resistencia a compresión, $\sigma_c$ (MPa)	$\sigma_c = (0.1 - 1)\sigma_{c,s} \left( \frac{\rho^*}{\rho_s} \right)^{\frac{3}{2}}$	$\sigma_c = (0.1 - 1)\sigma_{c,s} \left[ 0.5 \left( \frac{\rho^*}{\rho_s} \right)^{\frac{2}{3}} + 0.3 \left( \frac{\rho^*}{\rho_s} \right) \right]$
Resistencia a tracción, $\sigma_t$ (MPa)	$\sigma_t \approx (1.1 - 1.4)\sigma_c$	$\sigma_t \approx (1.1 - 1.4)\sigma_c$
Deformación de compactación, $\varepsilon_D$	$\varepsilon_D = (0.9 - 1) \left( 1 - 1.4 \frac{\rho^*}{\rho_s} + 0.4 \left( \frac{\rho^*}{\rho_s} \right)^3 \right)$	$\varepsilon_D = (0.9 - 1) \left( 1 - 1.4 \frac{\rho^*}{\rho_s} + 0.4 \left( \frac{\rho^*}{\rho_s} \right)^3 \right)$
Dureza, $H$ (MPa)	$H = \sigma_c \left( 1 + 2 \frac{\rho^*}{\rho_s} \right)$	$H = \sigma_c \left( 1 + 2 \frac{\rho^*}{\rho_s} \right)$

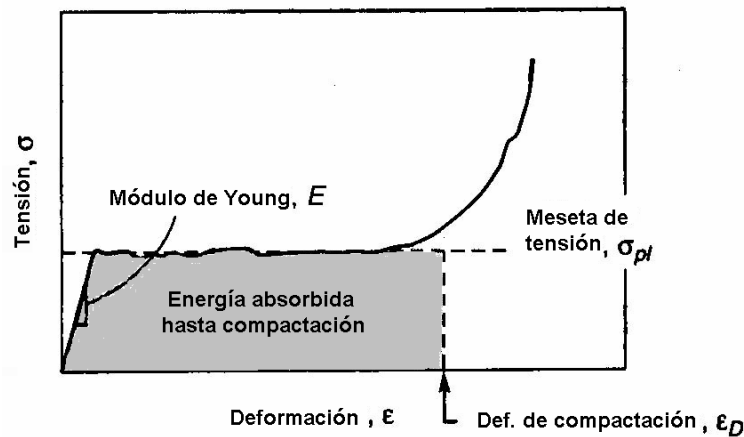
Las relaciones que aparecen en la tabla 2.2 se han obtenido a partir de modelización, fundamentalmente de espumas poliméricas [GIBSON Y ASHBY, 1999], y de ajustes empíricos a datos experimentales. En la misma tabla, el subíndice “s” sirve para indicar que la propiedad corresponde al metal sólido del cual está hecha la espuma; en tanto que el superíndice “\*” indica una propiedad de la espuma. Las expresiones tienen la forma:

$$\frac{P^*}{P_s} = \omega \left\{ \frac{\rho^*}{\rho_s} \right\}^n \quad (2.1)$$

donde  $P$  es una propiedad cualquiera,  $\omega$  una constante y  $n$  un exponente fijo para dicha propiedad. Todas las relaciones son útiles como primera aproximación, en las etapas iniciales de diseño.

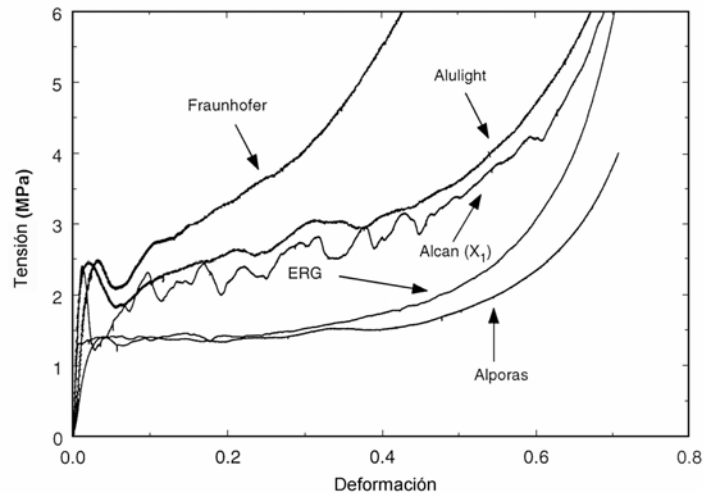
Con relación al comportamiento a tracción y compresión cuasiestática de las espumas metálicas, es conveniente saber que usualmente el módulo de Young,  $E$ , a tracción es alrededor de un 10% mayor al que se tiene en compresión.

En compresión uniaxial cuasiestática las espumas metálicas comúnmente exhiben una visible y bien definida *meseta de tensión*,  $\sigma_{pl}$ , que se muestra claramente en el esquema de la figura 2.36. El modelo micromecánico involucrado en este comportamiento puede describirse a partir de resultados encontrados en espumas poliméricas, en los que se ha encontrado que la respuesta elástica inicial está relacionada a la flexión de los bordes de celda, en las espumas de celda abierta, y a la flexión de los bordes y alargamiento de las caras, en espumas de celda cerrada [GIBSON, 2000]. En la medida en que se incrementa la tensión, las celdas comienzan a colapsar a una carga casi constante, mediante pandeo elástico, fluencia o fractura, dependiendo de la naturaleza del material. Una vez que todas las celdas han colapsado, el aumento en la deformación causa presión entre las paredes de celda, incrementando de forma abrupta la tensión a partir de una determinada deformación  $\varepsilon_D$ . Este último régimen se denomina *compactación* y la deformación a la cual comienza, *deformación de compactación* ( $\varepsilon_D$ ).



**Figura 2.36.** Curva tensión-deformación a compresión típica de una espuma metálica [ASHBY *ET AL.*, 2000].

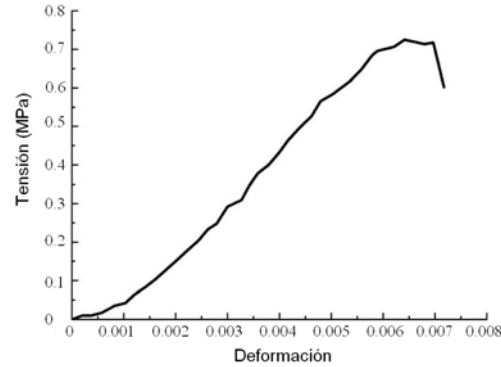
La curva mostrada en la figura anterior (fig. 2.36) es más propia de las espumas de celda abierta, ya que en las de celda cerrada existe un ligero incremento de la tensión con la deformación plástica, por los esfuerzos de membrana en las caras de celda. Esto se puede notar en la figura 2.37, que contiene las curvas tensión-deformación a compresión de varias espumas metálicas comerciales.



**Figura 2.37.** Curvas tensión-deformación nominal a compresión cuasiestática de varias espumas metálicas comerciales [ANDREWS *ET AL.*, 1999].

El comportamiento a tracción de las espumas metálicas difiere del que se ha descrito para compresión. Éste no ha sido tan estudiado debido a las complicaciones que tiene

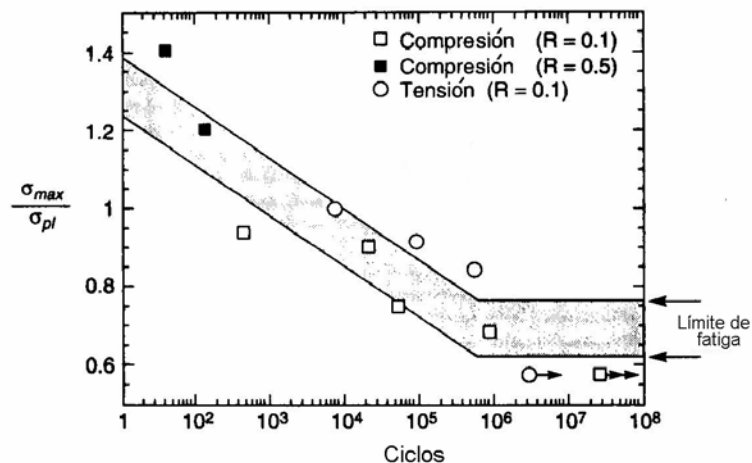
el utillaje para sujeción de muestras de estos materiales. La figura 2.38 presenta la curva tensión-deformación obtenida al someter a tracción una espuma Cymat.



**Figura 2.38.** Curva tensión-deformación a tracción cuasiestática de espuma Cymat [RUAN ET AL., 2007].

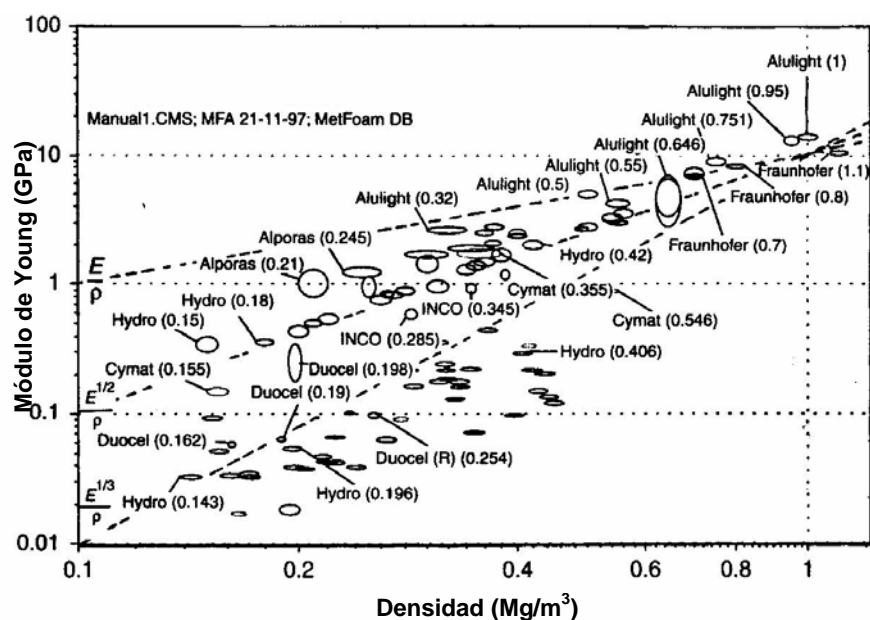
Bajo cargas dinámicas las propiedades de las espumas no han podido ser precisadas, ya que se han encontrado resultados discordantes al estudiar su sensibilidad a la velocidad de deformación, como se describe en el apartado 2.5.3 de este capítulo.

Como en otros materiales, las tensiones cíclicas pueden causar fatiga en las espumas metálicas. Los ensayos de fatiga a altos ciclos permiten estimar un límite de fatiga, definido como la tensión a la cual la espuma puede soportar  $10^7$  ciclos. La figura 2.39 recoge el comportamiento a fatiga de una espuma de aluminio de celda cerrada.

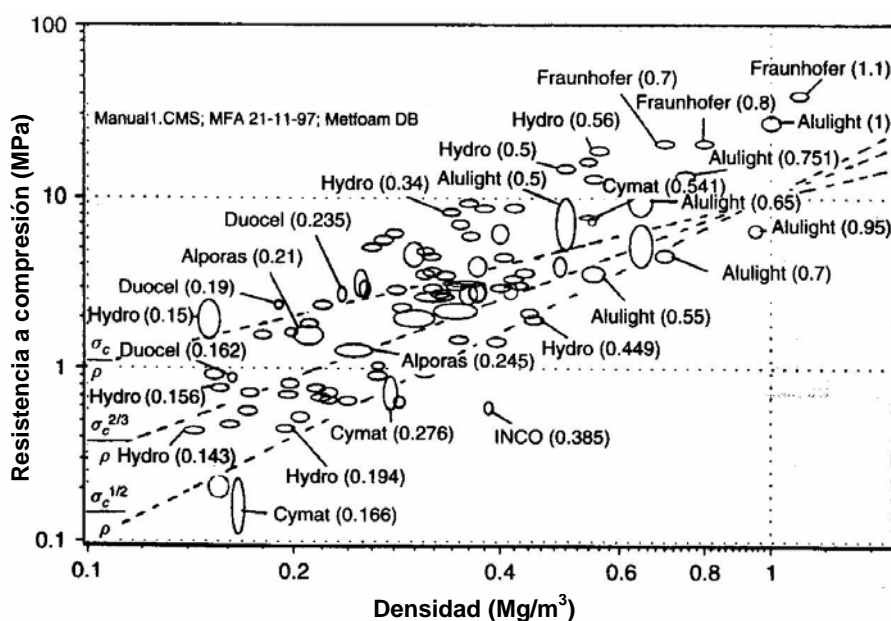


**Figura 2.39.** Comportamiento a fatiga de espuma Alporas [ASHBY ET AL., 2000].

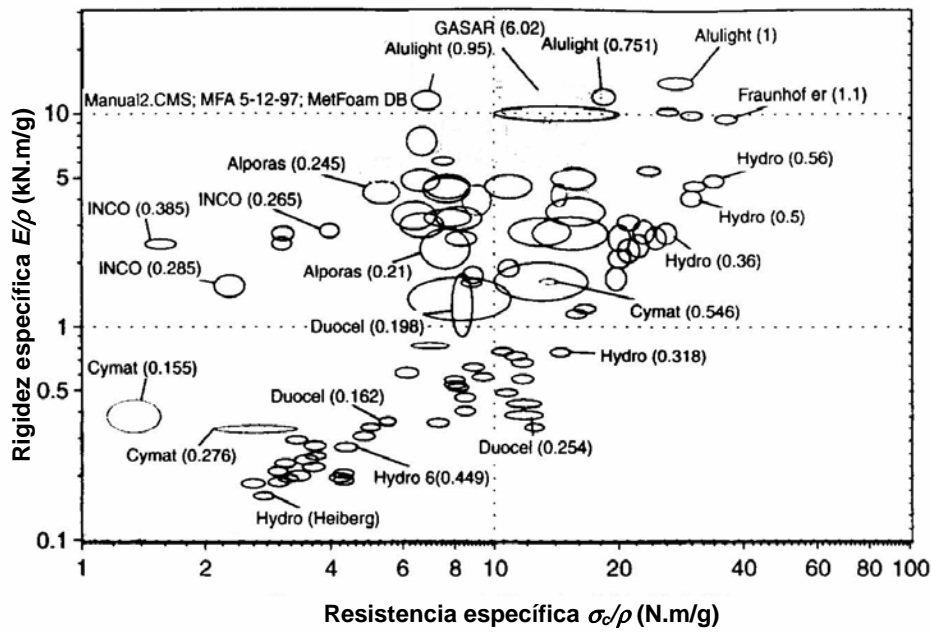
En las figuras 2.40, 2.41 y 2.42 se muestran diagramas de propiedades mecánicas de las espumas metálicas. Estos dan una idea general de las referidas propiedades y ayudan a establecer relaciones que permitan determinarlas.



**Figura 2.40.** Módulo de Young contra densidad de espumas metálicas comerciales  
[ASHBY *ET AL.*, 2000].



**Figura 2.41.** Resistencia a compresión contra densidad de espumas metálicas comerciales [ASHBY *ET AL.*, 2000].



**Figura 2.42.** Rigidez específica  $E/\rho$  contra resistencia específica  $\sigma_c/\rho$  de espumas metálicas comerciales [ASHBY ET AL., 2000].

### 2.2.2. PROPIEDADES TÉRMICAS Y ELÉCTRICAS

El punto de fusión, calor específico y coeficiente de expansión de las espumas metálicas son los mismos que aquellos del metal del que están hechas. Utilizando la expresión 2.1, la conductividad térmica  $\lambda^T$  puede obtenerse de manera aproximada a partir de la densidad mediante [ASHBY ET AL., 2000]:

$$\lambda^T \approx \lambda_s^T \left( \frac{\rho^*}{\rho_s} \right)^p \quad (2.2)$$

con  $p = 1.65-1.8$

La principal (casi única) propiedad eléctrica de interés es la resistividad  $R$ , que se puede estimar con la densidad, aproximadamente según [ASHBY ET AL., 2000]:

$$R \approx R_s \left( \frac{\rho^*}{\rho_s} \right)^q \quad (2.3)$$

con  $q = 1.6-1.85$



La figura 2.43 muestra la relación entre la conductividad térmica y el calor específico para diversas espumas metálicas comerciales.

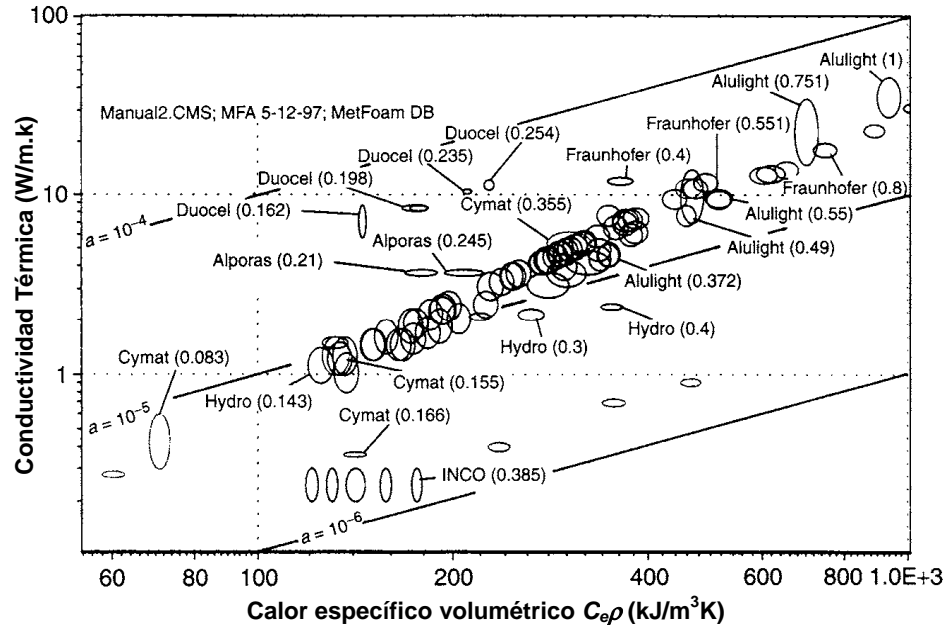


Figura 2.43. Conductividad térmica  $\lambda^T$  contra calor específico volumétrico  $C_e\rho$  de espumas metálicas comerciales [ASHBY ET AL., 2000].

## 2.3. CARACTERIZACIÓN DE LAS ESPUMAS METÁLICAS

### 2.3.1. CARACTERIZACIÓN ESTRUCTURAL

Las espumas metálicas se caracterizan estructuralmente según su *topología de celdas* (celda abierta, celda cerrada), *densidad relativa*, *tamaño y forma de celda* y *anisotropía*. La densidad se puede medir pesando una muestra de volumen conocido, mientras que para el resto de parámetros es necesario emplear microscopía óptica o electrónica.

La microscopía óptica es de utilidad para la caracterización de las espumas metálicas, siempre que la espuma sea sometida a una preparación metalográfica, de acuerdo al procedimiento convencionalmente empleado para los metales. Igualmente útil es la microscopía electrónica de barrido (SEM: *Scanning electron microscopy*), aunque puede presentar información un tanto confusa en el caso de las espumas de celda cerrada, que complica la medición de su forma y tamaño de celda. Adicionalmente, existen

otras técnicas de manejo y análisis de imagen que pueden ser utilizadas, tales como la tomografía computarizada.

### 2.3.2. CARACTERIZACIÓN DE ESPUMAS METÁLICAS A COMPRESIÓN

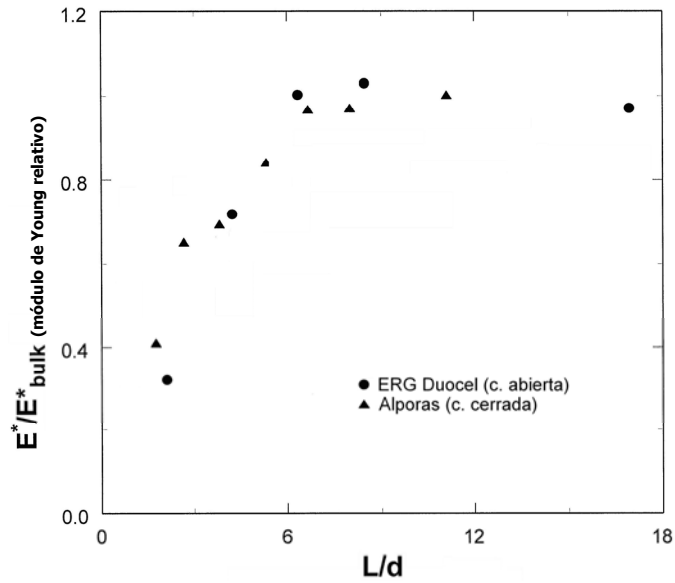
Por su estructura celular las espumas metálicas requieren de precauciones especiales para su ensayo y caracterización. Sus propiedades mecánicas dependen del tamaño de las probetas y de la relación que guarda el mismo con su tamaño de celda; además, suelen estar influenciadas por el acabado superficial y la forma de sujeción que tengan. Por esta razón, las probetas deben ser suficientemente grandes y tener una preparación superficial previa.

#### 2.3.2.1. Preparación Superficial y Tamaño de Probetas

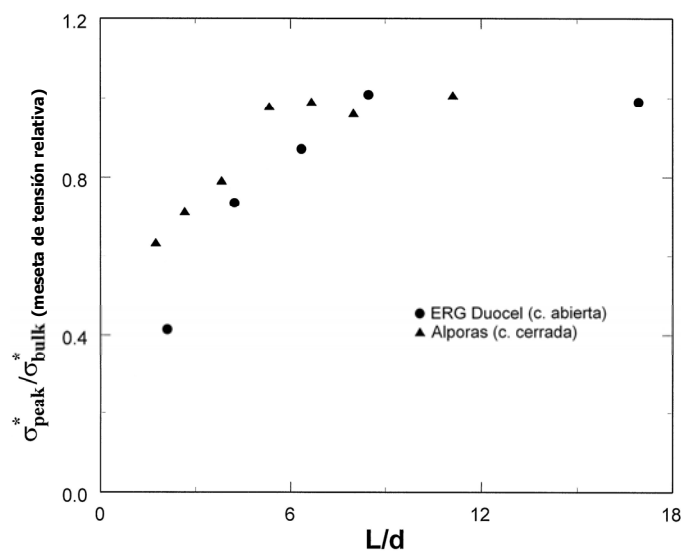
Las probetas de espuma metálica pueden mecanizarse empleando varias técnicas conocidas. Para minimizar el daño de las celdas es recomendable hacer el corte con disco de diamante, electroerosión por hilo u otro quipo de EDM (*electric discharge machining*: mecanizado por descarga eléctrica), fresado químico, o chorro de agua a alta presión. El corte convencional con sierra de cinta provee una superficie más deteriorada que la obtenida con los procesos anteriores. Los valores de rigidez y resistencia a compresión estimados para una espuma de aluminio de celda cerrada cortada con disco de diamante y con electroerosión suelen ser idénticos, pero al ser cortada con sierra de cinta se hacen inferiores. A este respecto, ASHBY ET AL. [2000] señalan disminuciones de hasta 15% en el módulo de Young y hasta 7% en la resistencia a compresión. Así pues, es importante realizar una preparación superficial a las probetas antes de ensayarlas, para garantizar fiabilidad en los resultados.

El tamaño relativo de las probetas  $L/d$  (siendo  $L$  el tamaño de probeta y  $d$  el tamaño de celda) puede afectar la medición de propiedades mecánicas de las espumas, como se aprecia en las figuras 2.44 y 2.45. Esto ocurre debido a que durante los ensayos las caras laterales de las probetas quedan libres, por lo que las paredes de celda en dichas caras están menos restringidas y contribuyen menos a la resistencia y rigidez;

como resultado, el módulo de elasticidad y la resistencia tienden a incrementarse a medida que aumenta  $L/d$ . Por regla general, los efectos de borde se hacen insignificantes para tamaños relativos de probetas aproximadamente mayores a 7 [ASHBY *ET AL.*, 2000; DEGISCHER Y KRISZT, 2002], lo cual implica que debe tomarse este valor como referencia al dimensionar las probetas para que tengan representatividad.



**Figura 2.44.** Efecto del tamaño relativo de probeta ( $L/d$ ) sobre el módulo de Young de un par de espumas metálicas comerciales [ ANDREWS *ET AL.*, 2001].



**Figura 2.45.** Efecto del tamaño relativo de probeta ( $L/d$ ) sobre la meseta de tensión ( $\sigma_{pl}$ ) de un par de espumas metálicas comerciales [ ANDREWS *ET AL.*, 2001].

### 2.3.2.2. Ensayo de Compresión Cuasiestático

Para el ensayo cuasiestático de compresión uniaxial de espumas metálicas es recomendable emplear probetas cilíndricas o prismáticas, con una relación longitud-anchura superior a 1.5 y un tamaño relativo ( $L/d$ ) mayor o igual a 7. En estos ensayos el desplazamiento puede medirse a partir del movimiento del cabezal (*crosshead displacement*), de sensores de movimiento LVDT (*linear variable differential transformer*) colocados entre los platos de carga, o de bandas extensométricas fijadas directamente a la probeta. Estas últimas permiten obtener mediciones más precisas, ya que evitan los efectos de borde, pero tienen la desventaja de ser difíciles de adherir al material. En la práctica, suele ocurrir que los valores de módulo de Young ( $E$ ) estimados mediante extensómetros sean 5-10% mayores que los medidos por desplazamiento de cabezal [ASHBY ET AL., 2000].

Como en cualquier otro ensayo de compresión uniaxial, es conveniente lubricar las caras de la probeta que estén en contacto con los platos de carga, para evitar que el rozamiento entre ambas superficies ocasione falta de homogeneidad en la deformación (abarrilamiento) y, por consiguiente, imprecisión en la estimación de las propiedades mecánicas.

Mediciones de deformación superficial realizadas por BASTAWROS Y MCMANUIS [1998] y BASTAWROS ET AL., [2000] han indicado la existencia de plasticidad localizada a tensiones por debajo del límite elástico de la espuma metálica, lo cual tiende a reducir la pendiente de su curva tensión-deformación en la zona elástica. Como consecuencia de esto, las mediciones del módulo de Young de la espuma deben hacerse a partir de la pendiente obtenida al hacer una descarga aproximadamente al 75% de su resistencia a compresión. La *resistencia a compresión* ( $\sigma_c$ ) se toma como el pico de tensión inicial de la curva tensión-deformación (previo a la meseta de tensión), siempre que el mismo exista, de lo contrario, se toma como la tensión correspondiente a la intersección entre las pendientes de la zona elástica y de la meseta de tensión [ASHBY ET AL., 2000].

### 2.3.2.3. Ensayo de Compresión Dinámico

Debido a su morfología, naturaleza celular y propiedades mecánicas, las espumas metálicas no pueden ser caracterizadas dinámicamente mediante técnicas experimentales convencionales [CHEN *ET AL.*, 2002]. Sin embargo, uno de los ensayos dinámicos que se pueden llevar a cabo en estos materiales y proporcionar información sobre su respuesta mecánica en función de la velocidad de deformación, es el ensayo de compresión en barra Hopkinson (SHPB: *Split Hopkinson Pressure Bar*).

Desde su introducción por KOLSKY [1949] el ensayo en barra Hopkinson ha estado en constante evolución y ha sido ampliamente utilizado para determinar las propiedades dinámicas de numerosos materiales empleados en ingeniería, tales como aleaciones metálicas, polímeros, cerámicos, compuestos y hormigón.

Al igual que otros materiales blandos, las espumas metálicas tienen baja impedancia mecánica, lo que dificulta su ensayo con el dispositivo de SHPB, que habitualmente está constituido por barras de acero [ZHAO *ET AL.*, 1997; CHEN *ET AL.*, 1999, 2002]. Por esta razón particular, algunos autores han reportado el uso de variantes de la referida técnica en la búsqueda de información fiable de algunas espumas y sólidos celulares en general [LOPATNIKOV *ET AL.*, 2003; ZHAO *ET AL.*, 2005; ELNASRI *ET AL.*, 2007; PERONI *ET AL.*, 2008; KIERNAN *ET AL.*, 2009] y de otros materiales de baja impedancia. También se ha reportado del uso de barras fabricadas con materiales de baja impedancia, fundamentalmente Nylon y PMMA [ZHAO *ET AL.*, 1997, 2005; DESHPANDE Y FLECK, 2000B; ELNASRI *ET AL.*, 2007; KIERNAN *ET AL.*, 2009], debido a su capacidad para incrementar la sensibilidad del equipo de ensayo.

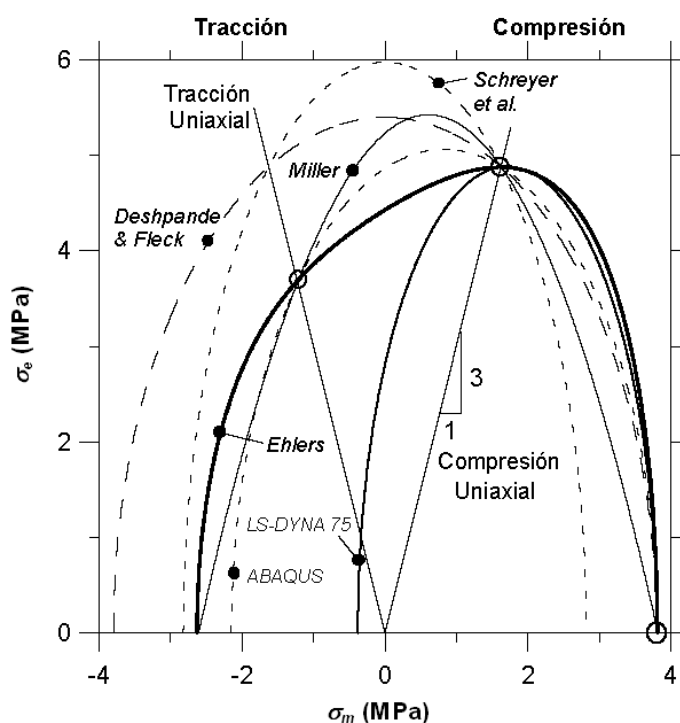
La escasez de materiales perfectamente elásticos de baja impedancia, ha hecho que el Nylon y el PMMA sean opciones viscoelásticas idóneas para el análisis de espumas metálicas [ZHAO *ET AL.*, 1997], por lo que debe sacarse provecho de la utilización de dichos materiales para estudiar su comportamiento dinámico mediante el ensayo de compresión en barra Hopkinson.

## 2.4. MODELOS DE ESPUMAS METÁLICAS

### 2.4.1. MODELOS CONSTITUTIVOS

La respuesta plástica de las espumas metálicas difiere significativamente de la que tienen los metales completamente densos (macizos), puesto que las mismas se compactan al ser comprimidas y el criterio de fluencia depende de la componente hidrostática del tensor de tensiones.

Se han reportado pocos modelos de homogeneización para el comportamiento plástico local de las espumas metálicas. Algunos de estos modelos han sido implementados en códigos computacionales comerciales. En un trabajo desarrollado por HANSSEN *ET AL.* [2002A] se validó la aplicabilidad que tenían los modelos constitutivos más importantes que existen para sólidos celulares, cuyas superficies de fluencia se comparan en la figura 2.46 y se describen en la tabla 2.3, en la modelización de una espuma de aluminio sometida a diferentes estados de carga.



**Figura 2.46.** Comparación de superficies de fluencia de modelos constitutivos de espumas metálicas [HANSSEN *ET AL.*, 2002A].

**Tabla 2.3.** Superficies de fluencia de modelos de homogeneización para espumas metálicas [HANSEN ET AL., 2002A, 2002B].

Modelo	Superficie de Fluencia $\Phi = 0$
DESHPANDE Y FLECK [2000A]	$\Phi = \sqrt{\frac{1}{1 + \left(\frac{\alpha}{3}\right)^2} (\sigma_e^2 + \alpha^2 \sigma_m^2)} - Y = 0, \quad \alpha = \alpha(v_p)$
MILLER [2000]	$\Phi = \sigma_e - \gamma \sigma_m + \frac{\alpha}{d} \sigma_m^2 - d = 0, \quad d = d_0 Y$ $\gamma = \gamma(\beta, v_p), \quad \alpha = \alpha(\gamma, v_p), \quad d_0 = d_0(\alpha, \gamma), \quad \beta = \frac{Y^0}{Y_t^0}$
SCHREYER ET AL. [1994]	$\Phi = \sqrt{(\sigma - b) : (\sigma - b)} - Y = 0$
EHLERS [1999]	$\Phi = \sqrt{3\Gamma\sigma_e^2 + \frac{9}{2}\alpha\sigma_m^2 + 81\delta^2\sigma_m^4 - 3\beta\sigma_m + 9\zeta\sigma_m^2 - \kappa} = 0$ $\Gamma = \left(1 + \gamma \frac{J_3}{\left(\frac{1}{3}\sigma_e^2\right)^{3/2}}\right)^m, \quad J_3 = \frac{1}{3} \det\{\sigma_{ij}^D\}$
LS-DYNA #75	$\Phi = \left(\frac{\sigma_m - \frac{1}{2}(\sigma_{mc} - \sigma_{mt})}{a}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_e}{b}\right)^2 - 1 = 0$
ABAQUS	$\Phi = \sqrt{\left(\sigma_m - \frac{1}{2}(\sigma_{mc} - \sigma_{mt})\right)^2 + \left(\frac{\sigma_e}{M_0}\right)^2} - a = 0, \quad M_0 = \frac{b}{a}$

En la mayoría de los modelos descritos es necesario conocer los datos del endurecimiento por deformación en compresión uniaxial para describir la evolución global de la superficie de fluencia. En estos modelos, la función  $Y$  describe la evolución de la tensión de fluencia con la deformación plástica en compresión uniaxial,  $Y^0$  es la correspondiente tensión de fluencia a compresión, la tensión hidrostática es  $\sigma_m$  y la tensión equivalente de von Mises está dada por  $\sigma_e$ .

Como puede verse en la tabla 2.3, dos de los modelos incluidos corresponden a los códigos computacionales LS-DYNA y ABAQUS, que tienen más de un modelo para espumas metálicas. En el caso específico de ABAQUS, existen dos modelos diferenciados en la forma de endurecimiento: uno es isotrópico y el otro volumétrico. Ambos modelos predicen un comportamiento similar a compresión, pero no así a tracción [SIMULIA, 2009A]. Esta diferencia se describe un poco más en el Capítulo 4.

De acuerdo a lo que se reporta en la literatura [ASHBY *ET AL.*, 2000; HANSSEN *ET AL.*, 2002A; REYES *ET AL.* 2003; RUAN *ET AL.* 2007; LU *ET AL.* 2008] el modelo isotrópico autosemejante desarrollado por DESHPANDE Y FLECK [2000A] es el que ha dado resultados con mayor aproximación a la respuesta mecánica de las espumas metálicas.

Los modelos de SCHREYER *ET AL.* [1994] y EHLERS [1999] no han sido estudiados de manera muy extensa por otros investigadores.

Es conveniente señalar que, con anterioridad a los modelos señalados, GIBSON *ET AL.* [1989] propusieron un criterio de fluencia, de la forma:

$$\pm \frac{\sigma_e}{\sigma_{pl}^*} + 0.81 \left( \frac{\rho^*}{\rho_s} \right) \left( \frac{\sigma_m}{\sigma_{pl}^*} \right)^2 = 1 \quad (2.4)$$

donde  $\sigma_m$  es la tensión media de von Mises y  $\sigma_{pl}^*$  es la resistencia uniaxial, tomada como el promedio entre las resistencias uniaxiales a compresión  $\sigma_c$  y a tracción  $\sigma_t$ , es decir,

$$\sigma_{pl}^* = \frac{\sigma_c + \sigma_t}{2} \quad (2.5)$$

Un interesante trabajo desarrollado por RUAN *ET AL.* [2007] consistió en la evaluación experimental a compresión triaxial de espumas de aluminio de celda cerrada y su comparación con la predicción de este comportamiento mediante los modelos propuestos por GIBSON *ET AL.* [1989], MILLER [2000] y DESHPANDE Y FLECK [2000A].



Las predicciones de los dos últimos modelos fueron consistentes con los resultados experimentales, en tanto que el de GIBSON *ET AL.* [1989] los sobrestimó. Esto podría ser atribuido al hecho de que GIBSON *ET AL.* propusieron un modelo para espumas de cualquier tipo, no exclusivamente metálicas.

En virtud de ser el modelo de DESHPANDE Y FLECK el que mejor predice la respuesta a compresión de las espumas metálicas y la base del modelo constitutivo que tiene el código de elementos finitos utilizado en este estudio, a continuación se describen su fundamento y formulación.

#### MODELO DE DESHPANDE Y FLECK

El modelo constitutivo autosemejante propuesto por DESHPANDE Y FLECK [2000A] es una aproximación a la respuesta plástica de las espumas metálicas, desarrollada a partir del criterio de plastificación de von Mises. Así pues, considera que la fluencia del material ocurre cuando su *tensión equivalente*  $\hat{\sigma}$  alcanza el valor del límite elástico, esto es,

$$\Phi \equiv \hat{\sigma} - \sigma_y \leq 0 \quad (2.6)$$

siendo  $\hat{\sigma}$  la *tensión equivalente en la espuma* definida como:

$$\hat{\sigma}^2 \equiv \frac{1}{\left[1 + \left(\frac{\alpha}{3}\right)^2\right]} \left[ \sigma_e^2 + \alpha^2 \sigma_m^2 \right] \quad (2.7)$$

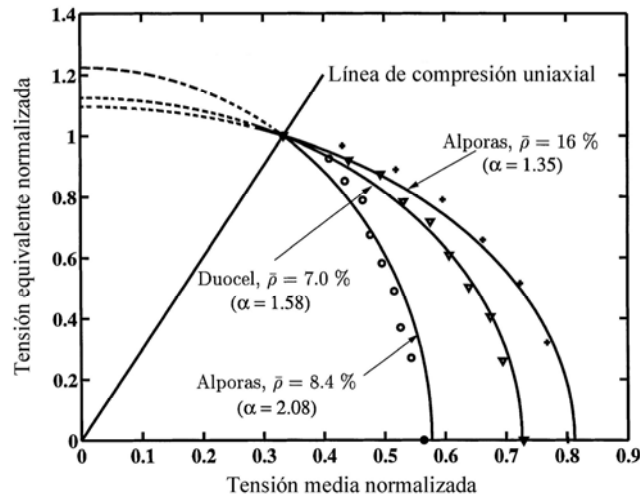
Esta definición da origen a una superficie de fluencia de forma elíptica en el espacio de tensiones  $\sigma_m$ - $\sigma_e$  con una tensión de fluencia uniaxial  $\sigma_y$  y una tensión hidrostática de la forma:

$$|\sigma_m| = \frac{\sqrt{1 + \left(\frac{\alpha}{3}\right)^2}}{\alpha} \sigma_y \quad (2.8)$$

El parámetro  $\alpha$ , denominado coeficiente de sensibilidad a la presión, define la excentricidad (relación de aspecto) de la elipse de fluencia, es decir, constituye un

factor de forma: en el límite  $\alpha = 0$ ,  $\hat{\sigma}$  se reduce a  $\sigma_e$  y, por lo tanto, se hace válida la teoría de flujo plástico J2.

La figura 2.47 muestra las superficies de fluencia de espumas Alporas y Duocel (ERG) para estados de tensión compresivos. En ésta, los datos han sido normalizados por la tensión de fluencia a compresión uniaxial, por lo que  $\sigma_e = 1$  y  $\sigma_m = 1/3$  para dicho estado de carga. Puede notarse en la figura que las superficies de fluencia definidas mediante la ecuación 2.6 se ajustan muy bien a los datos experimentales obtenidos para tres espumas, siempre y cuando se escoja un valor apropiado de  $\alpha$ .



**Figura 2.47.** Superficies de fluencia iniciales de espumas Alporas y ERG Duocel  
[DESHPANDE Y FLECK, 2000A].

La velocidad de deformación plástica  $\dot{\epsilon}_{ij}^p$  se asume como normal a la superficie de fluencia descrita por la ecuación 2.6 (flujo asociado) y se especifica de forma análoga a la de von Mises, mediante

$$\dot{\epsilon}_{ij}^p = \dot{\epsilon} \frac{\partial \Phi}{\partial \sigma_{ij}} \quad (2.9)$$

donde la velocidad de deformación equivalente  $\dot{\epsilon}$  es la conjugada de la tasa de trabajo plástico

$$\hat{\sigma} \dot{\epsilon} = \sigma_{ij} \dot{\epsilon}_{ij}^p \quad (2.10)$$

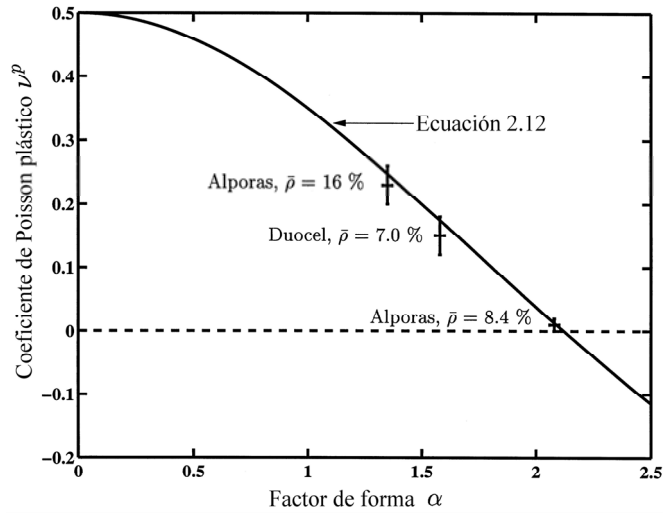
De las ecuaciones 2.6 y 2.9 se deduce un coeficiente de Poisson plástico  $\nu_p$  en compresión uniaxial según

$$\nu_p = -\frac{\dot{\epsilon}_{11}^p}{\dot{\epsilon}_{33}^p} \quad (2.11)$$

que puede expresarse en términos del factor de forma  $\alpha$ , mediante

$$\nu_p = \frac{\frac{1}{2} - \left(\frac{\alpha}{3}\right)^2}{1 + \left(\frac{\alpha}{3}\right)^2} \quad (2.12)$$

Resultados experimentales para espumas Alporas y Duocel respaldan esta dependencia que tiene  $\nu_p$  de  $\alpha$ , como puede verse en la figura 2.48.



**Figura 2.48.** Relación entre el coeficiente de Poisson plástico  $\nu_p$  y el factor de forma  $\alpha$  y predicción de ésta asumiendo flujo plástico asociado [DESHPANDE Y FLECK, 2000A].

En vista de lo anterior, la medición experimental de  $\nu_p$  en compresión uniaxial es de suma utilidad para la estimación de  $\alpha$  acuerdo con la expresión:

$$\alpha = 3\sqrt{\frac{\frac{1}{2} - \nu_p}{1 + \nu_p}} \quad (2.13)$$

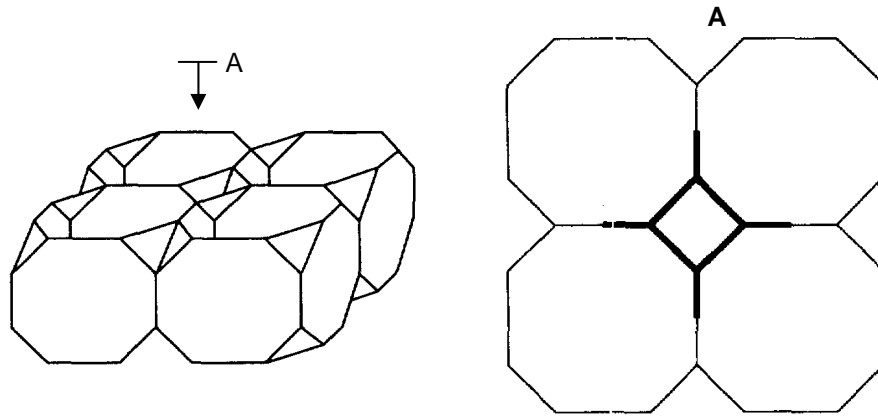
Para describir la evolución de la superficie de fluencia con la deformación se asume endurecimiento isotrópico, de modo que, la superficie de fluencia crece de manera autosemejante con la deformación. Por defecto se utiliza la respuesta tensión-deformación a compresión uniaxial para definir la relación  $\hat{\sigma} - \hat{\varepsilon}$ .

### 2.4.2. MODELOS NUMÉRICOS DE CELDA

Desde hace aproximadamente quince años las espumas metálicas están siendo objeto de investigaciones numéricas. HUČKO Y FARIA [1997] fueron precursores al estudiar mediante elementos finitos un modelo simple de material viscoelástico con ablandamiento para sólidos celulares. Tal modelo, programado mediante una subrutina en ABAQUS, pudo reflejar los tres regímenes que suelen exhibir las espumas a compresión: elástico, meseta de tensión y compactación.

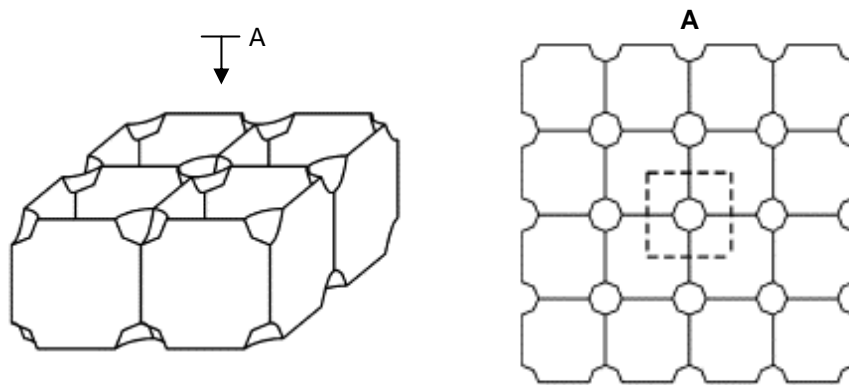
SIMONE Y GIBSON [1998A] introdujeron un modelo tetracaidecaédrico (seis caras cuadradas y ocho hexágonos) de celda unitaria, con la intención de investigar el efecto de la curvatura de las paredes de celda sobre la rigidez y resistencia de una espuma metálica de celda cerrada. El análisis se llevó a cabo con ABAQUS, utilizando elementos tipo placa (*shell*) con integración reducida. Para espumas con una densidad relativa mayor al 10% ( $\rho^*/\rho_s > 0.1$ ) el modelo desarrollado pudo reproducir su módulo de Young, pero no así su pico de tensión (resistencia a compresión,  $\sigma_c$ ) que resultó sobreestimado; mientras que para espumas de menor densidad no tuvo concordancia con alguna de estas dos propiedades.

Un trabajo más extenso fue posteriormente desarrollado por SANTOSA Y WIERZBICKI [1998], quienes aproximaron la estructura de una espuma de aluminio de celda cerrada a un arreglo de celdas grandes y pequeñas estrechamente unidas. Esto se hizo considerando un agrupamiento regular y simétrico de cubos truncados, tal como se puede ver en la figura 2.49. Luego de analizar a compresión el modelo empleando el código de elementos finitos explícito PAM-CRASH, lograron reproducir el mecanismo de aplastamiento de la espuma y su resistencia.

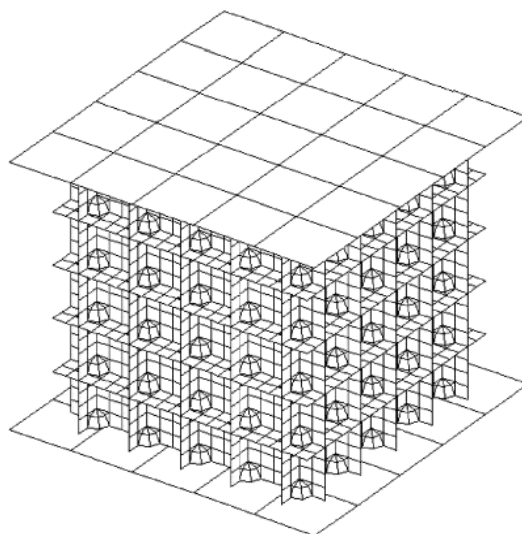


**Figura 2.49.** Modelo de cubo truncado de SANTOSA y WIERZBICKI [1998].

Considerando que las celdas cerradas de las espumas de aluminio tenían forma esférica, MEGUID *ET AL.* [2002] modificaron el modelo anterior y propusieron un arreglo hemisférico-cruciforme para estudiar el aplastamiento de tales espumas metálicas. En el mismo, la celda unitaria fue similar a la de SANTOSA Y WIERZBICKI, pero reemplazando la parte piramidal por una sección hemisférica (ver figura 2.50). Para su evaluación los autores desarrollaron un modelo multicelda como el que se muestra en la figura 2.51 y lo analizaron en el código explícito LS-DYNA, utilizando elementos placa (*shell*) Belytschko-Tsay (con integración reducida) y suponiendo variaciones de la densidad relativa a través del modelo. Así obtuvieron una curva tensión-deformación nominal similar a la determinada experimentalmente para una espuma de aluminio de celda cerrada.



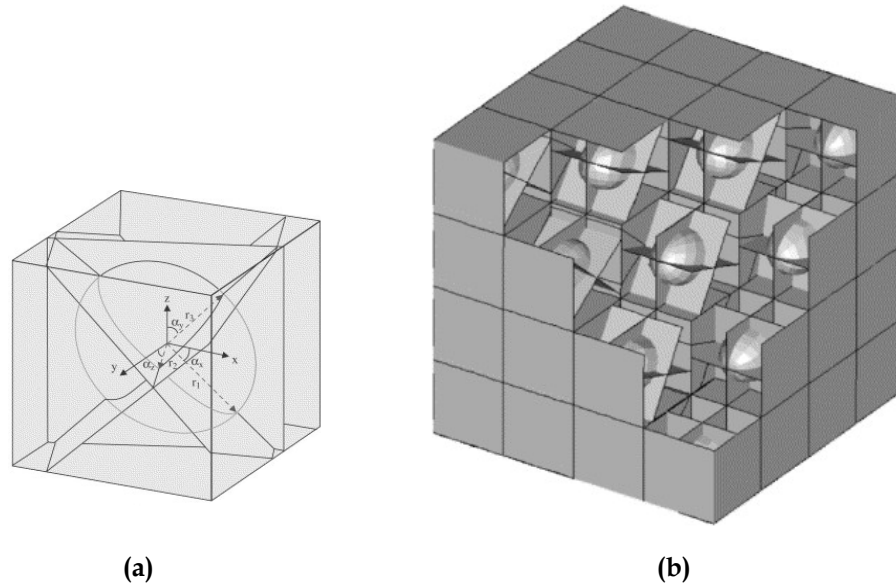
**Figura 2.50.** Modelo hemisférico-cruciforme de MEGUID *ET AL.* [2002].



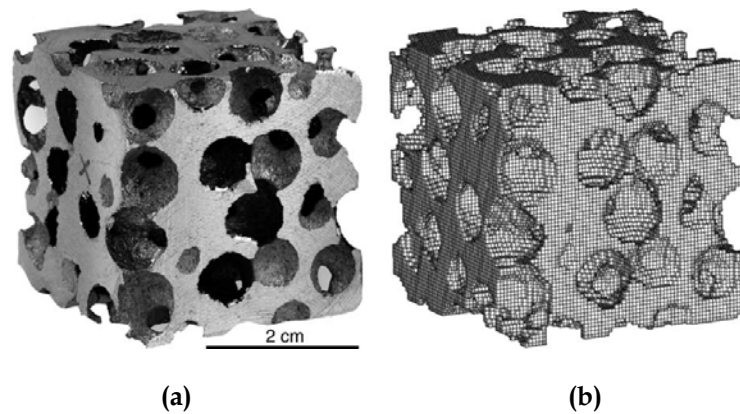
**Figura 2.51.** Modelo multicelda de MEGUID *ET AL.* [2002].

En 2005, CZEKANSKI *ET AL.* idearon una celda unitaria asimétrica para modelizar el aplastamiento de espumas metálicas de celda cerrada. Esta celda consistía en un elipsoide central conectado a una estructura cúbica mediante tres planos principales perpendiculares. Tal modelo, basado en la observación y medición de parámetros geométricos de varias espumas de celda cerrada, procuraba incluir un cierto grado de anisotropía al comportamiento de la espuma. Con la celda propuesta se desarrolló un modelo multicelda de elementos “shell” Belytschko-Tsay y fue sometido a aplastamiento con el código LS-DYNA. De modo general, los resultados se aproximaron al comportamiento experimental de una espuma de aluminio de celda cerrada con 10% de densidad relativa, pero sobrestimaron la carga inicial de colapso plástico (pico de tensión). La figura 2.52 permite apreciar los modelos de celda unitaria y multicelda desarrollados en este estudio.

A su vez, WICKLEIN Y THOMA [2005] emplearon la información obtenida mediante tomografía computarizada de una espuma de aluminio de celda abierta para crear un modelo discretizado de elementos finitos (ver figura 2.53). Usando un código explícito denominado SOPHIA simulaban la compresión uniaxial cuasiestática del modelo y encontraron cierta concordancia con estudios experimentales previos de sus propiedades mecánicas hasta el límite elástico.

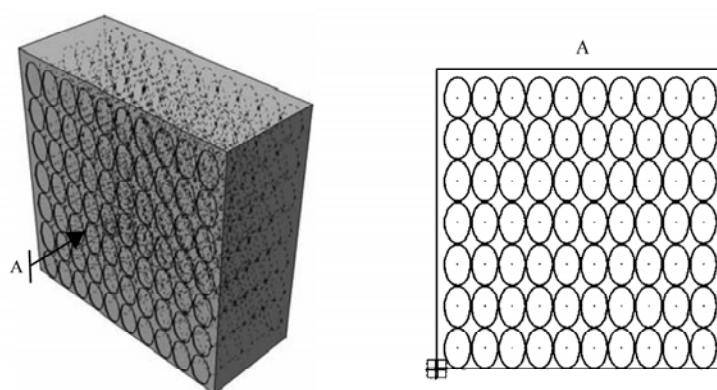


**Figura 2.52.** Modelo numérico de CZEKANSKI *ET AL.* [2005]: (a) Celda unitaria, (b) Multicelda.



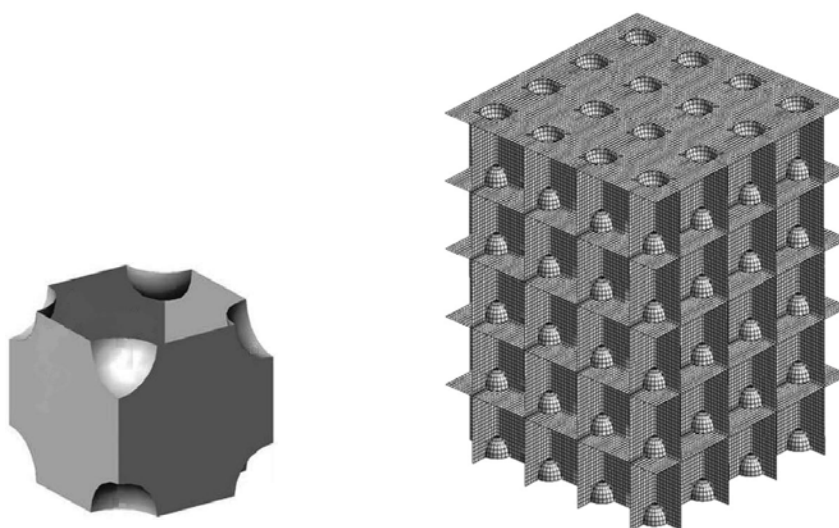
**Figura 2.53.** Modelo numérico de WICKLEIN Y THOMA [2005]. (a) Muestra de espuma de aluminio de celda abierta, (b) Modelo numérico de la muestra de espuma.

KONSTANTINIDIS *ET AL.* [2005] también evaluaron las propiedades elásticas a compresión uniaxial de un modelo numérico tridimensional desarrollado a partir de características estructurales de una espuma Alporas. El modelo desarrollado en este trabajo fue una idealización multicelda en forma de bloque rectangular con celdas elípticas equidistantes, como se puede ver en la figura 2.54. Los valores de las propiedades elásticas obtenidos por medio de este modelo fueron consistentes con los encontrados experimentalmente para la espuma Alporas.



**Figura 2.54.** Modelo multicelda de KONSTANTINIDIS *ET AL.* [2005].

Otro estudio más reciente de KIM *ET AL.* [2006], propone un modelo de elementos finitos similar al de MEGUID *ET AL.*, como puede apreciarse en la figura 2.55, que fue implementado en LS-DYNA 3D para analizar el comportamiento a compresión de una espuma de aluminio de celda cerrada. Estos autores consideraron una distribución gaussiana de la densidad relativa a través del modelo, a fin de hacerlo localmente heterogéneo. Al igual que en los otros trabajos en los cuales se ha empleado LS-DYNA, se utilizaron elementos placa Belytschko-Tsay. Pese a considerar un modelo multicelda más reducido (con menos celdas y, por ende, menos elementos) que el de MEGUID *ET AL.*, se obtuvo una curva tensión-deformación a compresión con mejor ajuste a los datos experimentales de la espuma.



**Figura 2.55.** Modelo numérico de KIM *ET AL.* [2006]: (a) Celda unitaria, (b) Multicelda.



## **2.5. COMPORTAMIENTO A COMPRESIÓN DE ESPUMAS METÁLICAS**

Como se ha indicado en el apartado 2.2.1, las espumas metálicas exhiben una respuesta única a compresión, que las hace apropiadas para aplicaciones en las que se requiera absorción de energía de impacto por deformación. Dicho comportamiento ha sido extensamente investigado, especialmente en condiciones cuasiestáticas, pero los resultados indican una importante variabilidad en las propiedades de estos materiales, debido fundamentalmente a la heterogeneidad en su estructura y a la falta de control que se tiene sobre ésta durante el proceso de fabricación.

Una diferencia importante entre el comportamiento a compresión de las espumas metálicas y el de cualquier metal macizo se puede encontrar bajo un estado de carga multiaxial, ya que en esta condición la tensión de fluencia en el metal no se ve afectada por la componente hidrostática del tensor de tensiones, lo cual si ocurre para las espumas.

A continuación se describen los factores más relevantes que afectan el comportamiento a compresión de las espumas metálicas y el efecto concreto que tienen sobre sus propiedades.

### **2.5.1. INFLUENCIA DE LA ESTRUCTURA**

Según su topología (celda abierta, celda cerrada) las espumas metálicas presentan diferentes mecanismos de deformación y, por lo tanto, diferente respuesta a compresión. En las espumas de celda cerrada, la existencia de paredes entre sus bordes de celda, constituye una importante restricción que hace que las mismas sean considerablemente más rígidas que espumas de celda abierta con la misma densidad relativa.

Algunas imperfecciones en la estructura de espumas de celda cerrada, tales como corrugaciones y curvaturas de las paredes y bordes de celda, también influyen

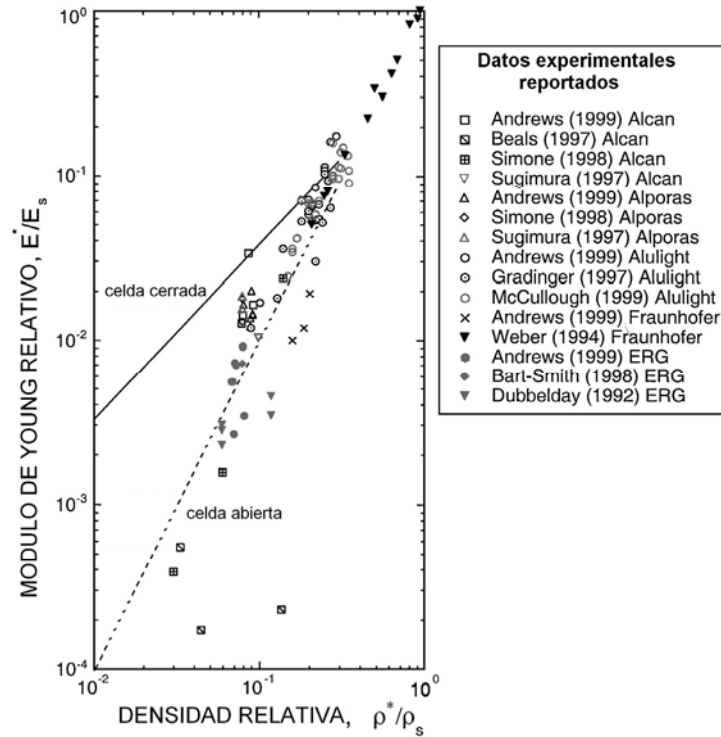
significativamente sobre su rigidez [SIMONE Y GIBSON, 1998B; ANDREWS *ET AL.*, 1999]. Si estas imperfecciones llegan a alcanzar una extensión importante, puede haber un efecto considerable sobre el modulo de Young de la espuma, específicamente de disminución de éste. Tal efecto es de menor consideración que para el caso de espumas de celda abierta [GRENESTEDT, 1998]. Otros parámetros estructurales, como el tamaño de celda, en sí mismos (no considerando su dependencia de la densidad) han mostrado una menor influencia en la rigidez de la espuma [NIEH *ET AL.*, 2000].

### 2.5.2. INFLUENCIA DE LA DENSIDAD

La densidad relativa  $\rho^*/\rho_s$  es la propiedad que tiene mayor influencia sobre el comportamiento a compresión de las espumas metálicas [GIBSON Y ASHBY, 1999; DEGISCHER Y KRISZT, 2002]. Es por esto que se han llegado a proponer relaciones para la estimación de sus propiedades mecánicas a partir de su densidad relativa, como las que se muestran en la tabla 2.2. Aunque tales expresiones están basadas en un modelo sencillo de celda unitaria cúbica, que difiere considerablemente de la estructura real de la espuma, autores como GIBSON Y ASHBY [1999] han encontrado un adecuado ajuste entre las estimaciones que permiten realizar y datos obtenidos experimentalmente, como puede apreciarse en la figura 2.56. Las expresiones son válidas mientras el mecanismo de deformación predominante sea la flexión de las paredes de celda, de modo que, presentan cierta desviación para espumas de alta densidad y celda cerrada, en las que la compresión de las paredes de celda contribuye notablemente a la deformación.

### 2.5.3. INFLUENCIA DE LA DEFORMACIÓN

Teniendo en cuenta que las propiedades mecánicas de las espumas metálicas son dependientes de su estructura, es evidente que éstas también son dependientes de la deformación, pues durante dicho proceso ocurren cambios estructurales debidos principalmente a la flexión, pandeo, alargamiento y fractura de las paredes de celda. Esta influencia es particularmente notoria en la rigidez de la espuma, definida ésta en términos del módulo de Young,  $E$ .



**Figura 2.56.** Módulo de Young relativo en función de la densidad relativa, estimado mediante las expresiones propuestas por GIBSON Y ASHBY [1999] y obtenido experimentalmente para diferentes espumas metálicas [GIBSON, 2000].

Mediante ensayos cuasiestáticos de compresión, SUGIMURA *ET AL.* [1997] determinaron el módulo de Young de espumas de aluminio Alporas y Alcan (CYMAT), a partir de la pendiente de líneas de descarga realizadas a diferentes valores de deformación y encontraron que esta propiedad se mantenía prácticamente constante hasta deformaciones coincidentes con una tensión próxima al 75% del valor de la resistencia a compresión (pico de tensión en la curva tensión-deformación). Así mismo, encontraron que este valor obtenido mediante descarga era considerablemente mayor que el estimado con la línea inicial de carga (tangente inicial de la curva tensión-deformación o *módulo tangente*). Este hecho fue atribuido a una concentración de tensiones en las paredes de celda de la espuma que provocaba mecanismos de plastificación localizada casi inmediatamente al inicio del proceso de carga. Tal suposición fue posteriormente confirmada por BASTAWROS Y MCMANUIS [1998] y BASTAWROS *ET AL.*, [2000] mediante observaciones microscópicas.

Complementando los estudios antes mencionados, RAMAMURTY Y PAUL [2004] observaron que el módulo de Young tangente a compresión (medido con la línea de carga inicial) de una espuma Alporas variaba mucho más que el módulo medido con líneas de descarga para una muestra significativa de probetas, aparentemente debido a la influencia del equipo utilizado para los ensayos.

Los hallazgos relacionados con la influencia de la deformación sobre la rigidez de espumas metálicas de aluminio de celda cerrada, han llevado a considerar como módulo de Young o modulo de elasticidad verdadero de una espuma metálica al valor de la pendiente de una línea de descarga realizada aproximadamente al 75% de su resistencia a compresión  $\sigma_c$  (como se comenta en el apartado 2.3.2.2). Con este valor no se recogen deformaciones no lineales y se evita la influencia de la técnica y del equipo de medición.

#### 2.5.4. INFLUENCIA DE LA VELOCIDAD DE DEFORMACIÓN

Sobre el comportamiento dinámico a compresión de espumas metálicas se han llevado a cabo diferentes estudios aunque con resultados no siempre coincidentes principalmente respecto a la sensibilidad de estos materiales a la velocidad de deformación. Así, por ejemplo, en relación con la meseta de tensión ( $\sigma_{pl}$ ), que está asociada al colapso plástico acumulado de las celdas, se han publicado algunos trabajos en los que se postula la dependencia de este parámetro con la velocidad de deformación mientras que en otros se postula la no dependencia.

MUKAI ET AL. [1999] desarrollaron un estudio pionero usando un arreglo convencional de barra Hopkinson (SPHB) con el que ensayaron muestras de una espuma de aluminio Alporas con una densidad relativa  $\rho^*/\rho_s = 0.1$  (10%) y un tamaño medio de celda de 2.6 mm. Estos autores encontraron en sus resultados que el material ensayado era sensible a la velocidad de deformación, especialmente en el límite elástico, considerado éste como el pico de tensión de la curva tensión-deformación. Sin embargo, existen un par de factores que pudieran restar precisión a

sus resultados: 1) las probetas utilizadas no fueron lo suficientemente grandes como para preveer los efectos del tamaño de poro, y 2) se utilizaron barras de acero con una impedancia inapropiada para el material ensayado.

Por su parte, DESHPANDE Y FLECK [2000B] ensayaron espumas de aluminio Alulight y Duocel usando barras de PMMA y encontraron que ambos materiales no eran sensibles a la velocidad de deformación para valores de hasta  $5000 \text{ s}^{-1}$ . En este trabajo los autores consideraron que los efectos viscoelásticos causados por el PMMA eran insignificantes.

Otro estudio realizado por DANNEMANN Y LANKFORD [2000] determinó la existencia de cierta sensibilidad a la velocidad de deformación en espumas Alporas con densidades relativas entre 7,4 y 15%. No obstante, el tamaño de probeta para la espuma con menor densidad era demasiado reducido, por lo que puede haber dado lugar a una dispersión en los resultados debida al tamaño de poro.

En un trabajo más sistemático TAN ET AL. [2005] llevaron cabo ensayos de impacto directo con barras de acero para investigar el comportamiento dinámico de espumas de aluminio Cymat y observaron cierta sensibilidad a la velocidad de deformación en la tensión de colapso plástico, pero no en la meseta de tensión. Dicha sensibilidad fue analizada mediante la teoría de endurecimiento por choque o “*shock enhancement*” desarrollada por REID Y PENG [1997]. Para corregir la dispersión y atenuación de las ondas obtenidas en los ensayos usaron la técnica de deconvolución de INOUE ET AL. [2001]. ZHAO ET AL. [2005] reportaron resultados similares para la espuma Cymat al analizar su comportamiento bajo impacto directo con barra Hopkinson de Nylon. También estudiaron una espuma de aluminio IFAM (empleando las mismas barras de nylon) y encontraron un 15% de incremento en su resistencia. Para corregir la dispersión de las ondas, causada por la naturaleza viscoelástica del material de las barras, usaron la teoría propuesta por POCHHAMMER-CHREE.

Un estudio posterior de PERONI *ET AL.* [2008] en espumas IFAM, pero con barras de aleación de aluminio demostró insensibilidad de este material a la velocidad de deformación.

Mediante la técnica de impacto directo (sin barra incidente), ELNASRI *ET AL.* [2007] ensayaron en barra Hopkinson de nylon probetas de espumas Cymat y Alporas, encontrando influencia de la velocidad de deformación únicamente sobre el comportamiento de la Alporas, que experimentó un incremento significativo en su resistencia. Dicha sensibilidad de la espuma Alporas fue atribuida al efecto de endurecimiento por choque (*shock enhancement*). La dispersión causada por el carácter viscoelástico del nylon fue corregida aplicando la teoría de propagación de ondas de POCHHAMMER.

En uno de los trabajos más reciente que se encuentra en la literatura, KIERNAN *ET AL.* [2009] usaron barras de nylon para comprimir probetas de espuma Alporas y reportan algo de sensibilidad de la meseta de tensión a la velocidad de deformación, aunque reconocen que algunas de las probetas ensayadas no eran suficientemente grandes como para ser representativas del comportamiento macroscópico del material. En este caso la dispersión viscoelástica se corrigió pasando las señales registradas al dominio de frecuencia y procesándolas luego de acuerdo al procedimiento planteado por ZHAO *ET AL.* [1997].

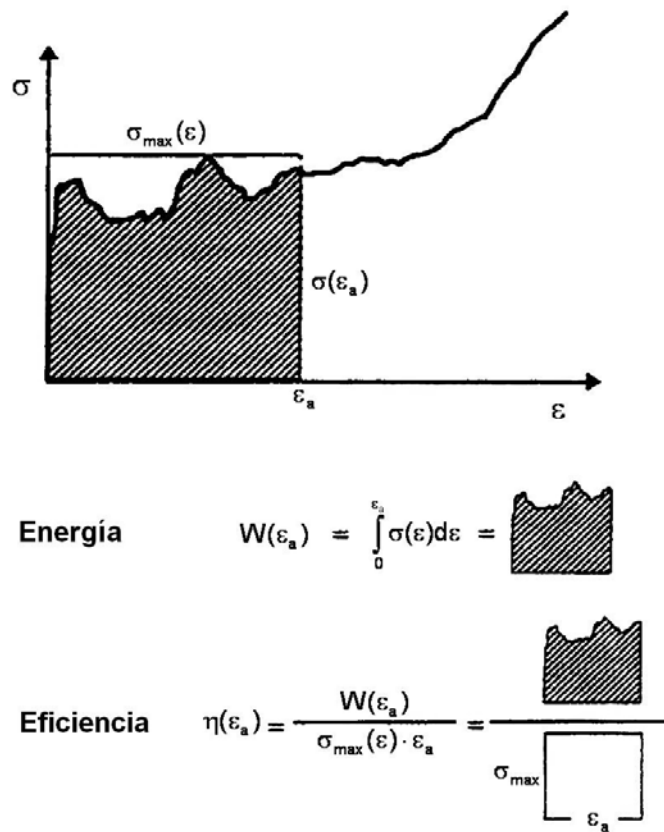
## 2.6. ABSORCIÓN DE ENERGÍA DE ESPUMAS METÁLICAS

De las curvas tensión-deformación a compresión de las espumas metálicas se puede inferir su idoneidad para aplicaciones en las que se requiera absorción de energía, ya que son capaces de soportar grandes deformaciones a niveles de tensión relativamente bajos. Además, cuentan con una serie de ventajas que las hacen de suma utilidad para diversas aplicaciones que requieran materiales o estructuras (como las de tipo sándwich) con la referida cualidad.

### 2.6.1. CAPACIDAD DE ABSORCIÓN DE ENERGÍA

En la figura 2.57 se representa esquemáticamente el modo en que se hace la estimación de la energía absorbida por unidad de volumen,  $W$ , y de la eficiencia,  $\eta$ , de una espuma metálica usando su curva tensión-deformación a compresión. La energía que la espuma absorbe por unidad de volumen,  $W$ , hasta el inicio de la compactación puede obtenerse del área bajo la curva tensión-deformación, según la expresión:

$$W(\varepsilon_D) = \int_0^{\varepsilon_D} \sigma(\varepsilon) d\varepsilon \quad (2.14)$$



**Figura 2.57.** Estimación de energía absorbida por unidad de volumen,  $W$ , y eficiencia,  $\eta$ , de una espuma metálica a partir de su curva tensión-deformación a compresión.

Se define eficiencia,  $\eta$ , de la espuma para absorber energía hasta una determinada deformación  $\varepsilon_a$  como el cociente entre la energía absorbida hasta dicha deformación y el máximo valor de energía que podría absorberse (energía total absorbida por un

material perfectamente plástico hasta la deformación  $\varepsilon_a$  considerada), esto es,

$$\eta(\varepsilon_a) = \frac{W(\varepsilon_a)}{\sigma_{max}(\varepsilon) \cdot \varepsilon_a} \quad (2.15)$$

de modo que la eficiencia total de la espuma se estima según

$$\eta = \frac{W(\varepsilon_D)}{\sigma(\varepsilon_D) \cdot \varepsilon_D} \quad (2.16)$$

La mayoría de las espumas metálicas tienen una meseta de deformación amplia, lo cual les confiere alta eficiencia de absorción de energía.

### 2.6.2. ESTRUCTURAS SÁNDWICH

Con respecto a otro tipo de materiales celulares tales como la madera balsa, las espumas poliméricas y los panales de abeja (*honeycomb*) de papel, las espumas metálicas ofrecen diversas ventajas para ser empleadas como núcleo en placas sándwich, no sólo por su elevada capacidad de absorción de energía, sino además porque pueden utilizarse a mayores temperaturas y porque sus propiedades no son dependientes de la humedad. Es por ello que en distintas aplicaciones estructurales las espumas metálicas se combinan con otro metal convencional formando un sándwich a partir de láminas, tubos u otra estructura hueca del referido metal (apartado 2.1.2.3). Esta estructura metálica de mayor densidad le confiere, además, a la espuma resistencia frente a la corrosión y frente a cargas dinámicas muy localizadas como las ocasionadas por el impacto de una pequeña masa.

Existe muy poca información documentada en relación con el comportamiento frente a impacto de baja velocidad de estructuras sándwich con núcleo de espuma metálica [YU ET AL., 2008]. La escasa información que existe está centrada en el estudio a flexión dinámica de placas sándwich con espuma metálica [HARTE ET AL., 2000; YU ET AL., 2003, 2008; STYLES ET AL., 2007; CRUPI Y MONTANINI, 2007]. De modo que, no se ha estudiado en profundidad la capacidad de absorción de energía que tienen estas estructuras mientras conservan su integridad (antes de la fractura).



---

## **CAPÍTULO 3**

# **CARACTERIZACIÓN MECÁNICA DE LA ESPUMA METÁLICA**

*Este capítulo contiene una descripción pormenorizada de la espuma metálica considerada y de los ensayos experimentales llevados a cabo para estimar sus propiedades mecánicas a diferentes velocidades de deformación.*

### 3.1. GENERALIDADES

La complejidad estructural de las espumas metálicas y la considerable variabilidad que exhiben sus propiedades han dificultado el desarrollo de procedimientos, normativas o estándares para su ensayo mecánico. Por esta razón, para llevar cabo su caracterización mecánica se suelen tomar como referencia diversas normativas aplicables a metales y aleaciones metálicas, ya que se producen a partir de este tipo de material, y se tienen las precauciones necesarias para evitar efectos debidos al tamaño de probeta y al acabado superficial. Así pues, como se describe en el apartado 2.3 (capítulo 2), las probetas deben ser suficientemente grandes como para ser representativas del comportamiento macroscópico de la espuma y deben tener una ligera preparación superficial.

### 3.2. MATERIAL

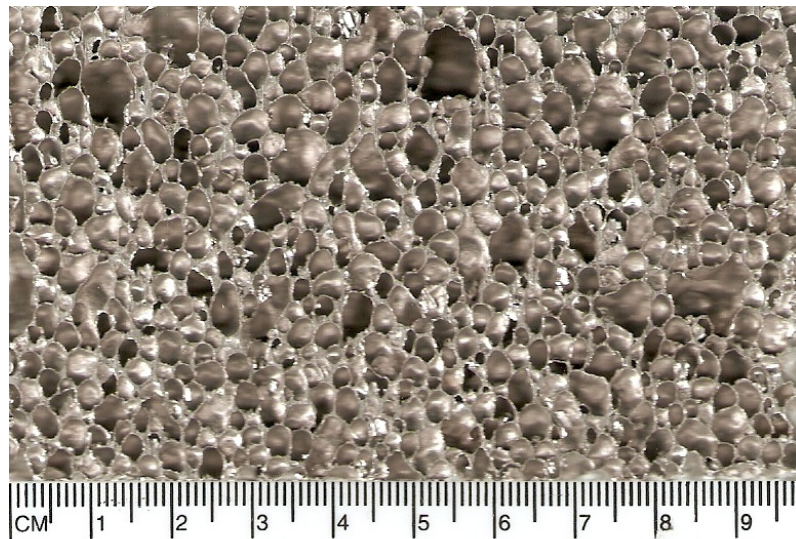
Para llevar a cabo este estudio se efectuó una revisión entre las espumas metálicas de mayor comercialización (fundamentalmente concentradas en la tabla 2.1) y se optó por la Alporas, por ser ésta la que cuenta con mayor información disponible en cuanto a morfología y propiedades mecánicas, y por ser muy accesible en el mercado. La Alporas es una espuma de aluminio de celda cerrada, producida por la empresa Shinko Wire Company, Ltd. (Japón), mediante el proceso de espumado de líquidos con agentes soplantes [MIYOSHI *ET AL.*, 2000] (ver 2.1.2.2). De este proceso se obtiene típicamente una composición química nominal de Al-1.5Ca-1.5Ti [GLEICH, 2009] y una densidad relativa media de aproximadamente 8% ( $\rho^*/\rho_s \approx 0.08$ ) [SUGIMURA *ET AL.*, 1997].

Se adquirieron placas de Alporas de 440×220 mm y con espesores de 12, 18 y 30 mm, a partir de las cuales se maquinaron las probetas necesarias para los ensayos.

Con la finalidad de estimar la densidad relativa,  $\rho^*/\rho_s$ , de la espuma adquirida, se pesaron en una balanza digital seis (6) muestras de Alporas de volumen conocido y se estimó la densidad de cada una. Para evitar cualquier posible error asociado a la

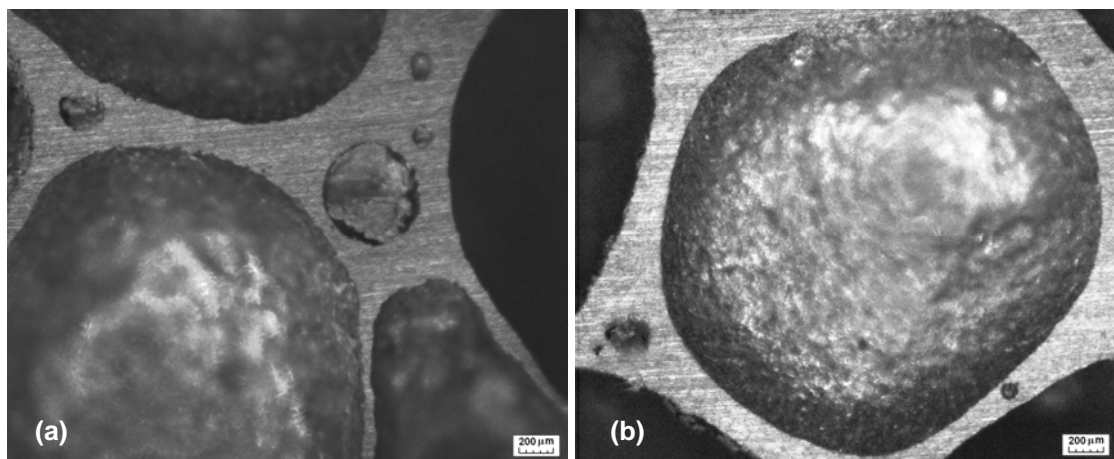
lectura o calibración de la balanza, cada muestra fue pesada cuatro veces. Al calcular una media entre los valores obtenidos para cada muestra se obtuvo una densidad de  $\rho^* = 260 \text{ kg/m}^3$  para la espuma Alporas. Considerando que la densidad del aluminio y sus aleaciones es de aproximadamente  $2700 \text{ kg/m}^3$ , **la densidad relativa de la Alporas resultó ser  $\rho^*/\rho_s = 0.1$  (10%).**

En la figura 3.1 se muestra la estructura de la espuma adquirida para el estudio (Alporas 10%). Esta imagen se obtuvo mediante microscopía óptica y en ella se puede apreciar la heterogeneidad propia del material en relación con el tamaño, forma y distribución de celdas (o poros). Así mismo, se puede observar en la figura que el tamaño de celda varía entre un intervalo de aproximadamente 0.5 y 10 mm.



**Figura 3.1.** Estructura celular de la espuma de aluminio Alporas 10%.

Examinando la estructura mediante microscopía electrónica de barrido (SEM: *Scanning Electron Microscopy*) se han podido observar imágenes detalladas de las paredes de celda como las mostradas en la figura 3.2. Puede notarse que las paredes de celda tienen espesores de entre 40 y 500  $\mu\text{m}$ , aproximadamente, y que a través de éstas se encuentran celdas muy pequeñas cuyo tamaño puede llegar a estar alrededor de unas 90  $\mu\text{m}$ . Estas imágenes fueron captadas en la Universidad de Aveiro, en Portugal, utilizando un equipo *Nikon Eclipse LV150*.



**Figura 3.2.** Detalle de la estructura celular de la espuma de aluminio Alporas 10%.

Por no ser la caracterización estructural de la espuma un objetivo principal de este estudio y por el inherente tratamiento estadístico en la estimación de los parámetros de celda, se han tenido cuenta las mediciones reportadas por MUKAI *ET AL.* [1999, 2006] para espumas Alporas con igual densidad relativa a la utilizada en esta investigación ( $\rho^*/\rho_s = 0.1$ ). Tales mediciones indican que **la espuma tiene un tamaño medio de celda,  $d$ , de 2.7 mm** (media entre valores reportados de 2.6 y 2.88 mm) y **sus paredes de celda tienen un espesor medio,  $h$ , de 120  $\mu\text{m}$**  (entre valores reportados de 112 y 132  $\mu\text{m}$ ).

### 3.3. PROBETAS

En vista de que las probetas deben tener un tamaño relativo  $L/d \geq 7$  para poder ser representativas (apartado 2.3.2.1, Capítulo 2) y de que la espuma Alporas 10% tiene un tamaño de celda  $d = 2.7$  mm, **sólo se han mecanizado probetas con tamaños,  $L$ , superiores a 18.9 mm ( $7d$ ).**

Tomando como referencia las recomendaciones que hace la norma ASTM E9 para la fabricación de probetas metálicas destinadas a ensayo de compresión cuasiestático, se han usado las placas de Alporas de 30 mm para elaborar probetas prismáticas con una longitud de 45 mm y una sección transversal de  $30 \times 30$  mm<sup>2</sup> para este tipo de ensayos. Esto se hizo empleando equipos de corte convencional por sierra. La figura

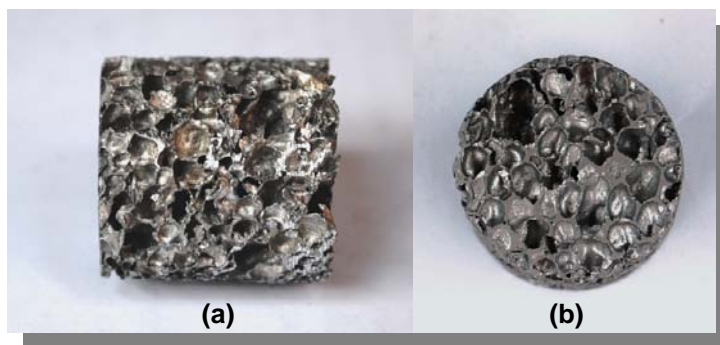
3.3 permite observar una de las probetas prismáticas de espuma para ensayo cuasiestático de compresión luego de ser cortada.



**Figura 3.3.** Probeta de Alporas 10% para ensayos cuasiestáticos de compresión.

Se elaboraron ocho (8) probetas prismáticas como la mostrada en la figura 3.3 para los ensayos cuasiestáticos de compresión. De este grupo se emplearon cuatro (4) probetas para evaluar el material bajo carga monotónica uniaxial y las otras cuatro (4) para someterlo al mismo estado de carga pero haciéndole descargas para diferentes valores de la deformación, a fin de evaluar la evolución del módulo de Young durante el proceso.

Utilizando una sierra de corona se cortaron también probetas cilíndricas de placas de Alporas para los ensayos dinámicos de compresión en barra Hopkinson. Estas probetas tuvieron una longitud igual a su diámetro, de aproximadamente 26 mm. Con tales dimensiones se ha procurado mantener la relación longitud/diámetro (*esbeltez*) de la probeta en el intervalo de 0.3-1, de acuerdo a lo que recomienda la norma DYMAT RE/002B/87 para preservar el estado de carga uniaxial y para minimizar la fricción y los efectos inerciales durante el ensayo de compresión en barra Hopkinson. Una esbeltez de 1 ha sido usada para ensayar dinámicamente a compresión un material de baja impedancia [CHEN *ET AL.*, 2002]. La figura 3.4 presenta dos vistas de una probeta cilíndrica de Alporas para ensayos dinámicos en barra Hopkinson de compresión (SHPB: *Split Hopkinson Pressure Bar*).



**Figura 3.4.** Probeta de Alporas 10% para ensayos dinámicos de compresión en barra Hopkinson: a) vista longitudinal, b) vista de la sección transversal.

Además de las consideraciones del tamaño relativo y la esbeltez, en las dimensiones de las probetas cilíndricas se ha tenido en cuenta el diámetro de las barras del dispositivo de SHPB, con el propósito de evitar un desajuste excesivo entre las secciones de la barra y la probeta, que pudiera propiciar una desalineación entre éstas y, por ende, restar validez a los ensayos. Las barras utilizadas, que se describen con mayor detalle en el apartado de ensayos dinámicos (apartado 3.5), han tenido un diámetro de 32 mm, de modo que tienen un ajuste adecuado con el diámetro de las probetas cilíndricas.

Se prepararon aproximadamente treinta (30) probetas cilíndricas a partir de placas de espuma de 30 mm de espesor.

Debido a la importancia de realizar una preparación superficial de las probetas antes de ensayarlas para evitar errores en la estimación de sus propiedades (apartado 2.3.1, Capítulo 2), se ha efectuado un pulido intermedio de la superficie expuesta al corte de todas las probetas (prismáticas y cilíndricas). Las superficies han sido lijadas con papeles esmeril de carburo de silicio (SiC), con granulometrías de 240, 400 y 800, en las direcciones paralela y perpendicular al eje longitudinal de las probetas.

Tanto en las probetas prismáticas como en las cilíndricas se ha comprobado el paralelismo entre las caras expuestas directamente a la carga compresiva durante los ensayos estáticos y dinámicos, respectivamente.

De cada tipo de probeta se dispuso de un excedente, es decir, se elaboraron más probetas de las necesarias, a fin de solventar cualquier inconveniente que se pudiera suscitar durante los ensayos.

### 3.4. ENSAYOS CUASISTÁTICOS

#### 3.4.1. ENSAYOS DE COMPRESIÓN

Con el propósito de evaluar las propiedades mecánicas cuasistáticas de la espuma de aluminio Alporas se realizaron ensayos de compresión uniaxial teniendo en cuenta las recomendaciones de las normas ASTM E9 y EN 24506, aplicables al ensayo de materiales metálicos a temperatura ambiente.

Los ensayos fueron realizados en una máquina servohidráulica de ensayo universal *INSTRON 8516*, de 100 kN de capacidad, que se muestra en la figura 3.5.

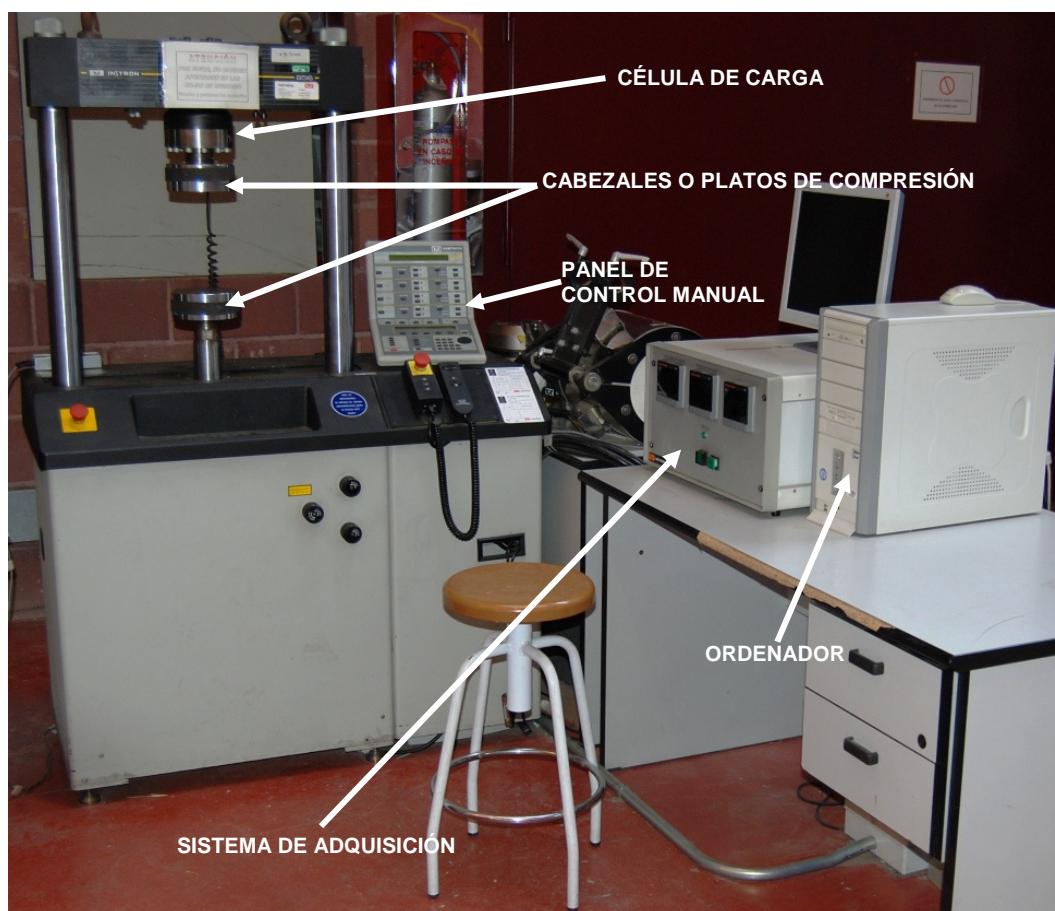


**Figura 3.5.** Máquina servohidráulica de ensayo universal *INSTRON 8516*, de 100 kN de capacidad.



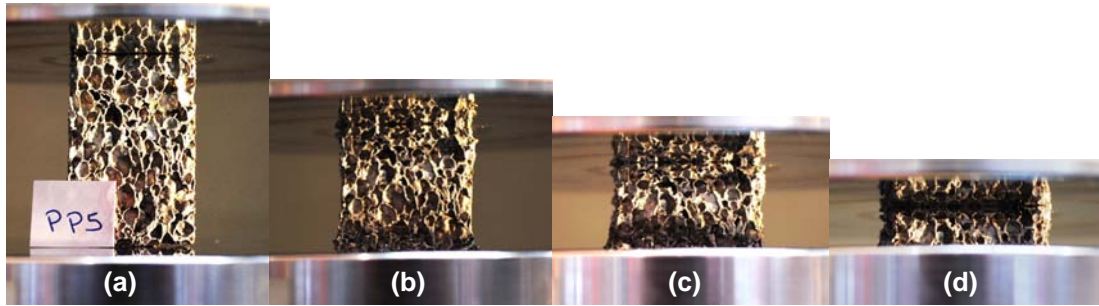
Aunque la máquina *INSTRON* 8516 dispone de células de carga de 5 y 100 kN, se optó por utilizar la de 100 kN para poder comprimir la espuma hasta alcanzar su compactación. Esta máquina está conectada a un sistema de adquisición de datos y a un ordenador personal, que permite su control y registro de datos mediante el software *INSTRON DAX 9.2*. En la figura 3.6 se muestra el equipamiento asociado a la máquina y se identifican algunos de sus componentes.

Usando unos cabezales cilíndricos de 150 mm de diámetro se llevó a cabo la compresión de probetas prismáticas de espuma Alporas (figura 3.3) a una velocidad de 3 mm/min, correspondiente a una velocidad de deformación próxima a  $10^{-3} \text{ s}^{-1}$ . La compresión se hizo hasta alcanzar aproximadamente el 70% de la deformación nominal de las probetas, como puede verse en la figura 3.7. Así se ensayaron cuatro (4) probetas de Alporas con una película de lubricante en sus caras sujetas a carga.



**Figura 3.6.** Máquina servohidráulica *INSTRON* 8516 y equipamiento asociado.





**Figura 3.7.** Acortamiento de una probeta prismática de Alporas 10% durante su compresión cuasiestática hasta un 70% de la deformación nominal: a)  $\varepsilon_N = 0$ ; b)  $\varepsilon_N \approx 0.3$ ; c)  $\varepsilon_N \approx 0.5$ ; d)  $\varepsilon_N \approx 0.7$ .

Durante cada ensayo se obtuvieron dos registros por segundo. Cada registro incluía una medición de desplazamiento del cabezal, correspondiente al acortamiento de la probeta ensayada ( $\Delta L$ ), y una medición de la carga aplicada ( $F$ ). Con esta información se determinaron los valores instantáneos de tensión y deformación, con los cuales se ha hecho el trazado de las curvas tensión-deformación y, por consiguiente, la estimación de las propiedades mecánicas de la espuma.

En la determinación de la tensión y la deformación, se ha de tener en cuenta los efectos de la deformación elástica de los componentes de la máquina de ensayo. No obstante, en vista de que dichos componentes suelen ser fabricados de acero u otro material más rígido (con un módulo de Young superior a 200 GPa), su deformación elástica se consideró insignificante, ya que la diferencia de rigidez que tienen con la espuma metálica es muy grande.

Los datos de acortamiento,  $\Delta L$ , y carga aplicada,  $F$ , fueron usados para el cálculo de los valores de deformación nominal,  $\varepsilon_N$ , y tensión nominal,  $\sigma_N$ , según las expresiones:

$$\varepsilon_N = \frac{\Delta L}{L_0} \quad (3.1)$$

$$\sigma_N = \frac{F}{A_0} \quad (3.2)$$

siendo,  $L_0$  la longitud inicial de la probeta prismática (antes de ser ensayada) y  $A_0$  el

área inicial de su sección transversal, que ha sido de forma cuadrada. Una vez obtenidos  $\varepsilon_N$  y  $\sigma_N$ , los valores de deformación verdadera,  $\varepsilon$ , y tensión verdadera,  $\sigma$ , se obtendrían por medio de:

$$\varepsilon = \ln(1 + \varepsilon_N) \quad (3.3)$$

$$\sigma = \sigma_N \cdot (1 + \varepsilon_N) \quad (3.4)$$

El uso de la expresión 3.4 para el cálculo de la tensión verdadera en este estudio presenta un inconveniente, puesto que la misma se obtiene luego de considerar que

$$\sigma = \frac{F}{A} = \frac{F}{A_0} \cdot \frac{A_0}{A} \quad (3.5)$$

y que por conservación de volumen

$$\frac{A_0}{A} = \frac{L}{L_0} = 1 + \varepsilon_N, \quad (3.6)$$

pero la espuma metálica sufre un cambio de volumen durante el proceso de deformación plástica, por lo que es inconsistente con el cálculo planteado. Es probablemente por esta razón que en la literatura científica y especializada el comportamiento mecánico a compresión de las espumas metálicas y sus propiedades están referidos a sus curvas tensión nominal-deformación nominal ( $\sigma_N$ - $\varepsilon_N$ ). Así pues, **todos los resultados de los ensayos de compresión (inclusive dinámicos) se expresan en función de tensión y deformación nominales.**

Como resultado de los ensayos cuasiestáticos de compresión se trazaron las curvas  $\sigma_N$ - $\varepsilon_N$  respectivas y se obtuvieron las propiedades mecánicas de la espuma Alporas haciendo una media entre los valores obtenidos para las cuatro probetas ensayadas.

### 3.4.2. ENSAYOS DE COMPRESIÓN CON DESCARGAS (CARGA-DESCARGA)

Para estimar el módulo de Young,  $E$ , verdadero de la Alporas se efectuaron ensayos de compresión cuasiestáticos siguiendo el procedimiento descrito en el apartado anterior, pero haciendo una descarga aproximadamente al 75% de su resistencia a compresión  $\sigma_c$  (de acuerdo a lo que se indica en los apartados 2.3.2.2 y 2.3.5). Esta

descarga se hizo controlando manualmente la máquina de ensayo, de forma tal de poder detener la aplicación de carga e invertirla en el momento oportuno.

Aprovechando el control manual del equipo durante el ensayo de compresión, se han efectuado cuatro descargas más (para un total de cinco) a diferentes niveles de deformación de las probetas prismáticas hasta alcanzar poco más del 60% de su valor nominal. Estas descargas han permitido estimar la evolución del módulo de Young durante el proceso de deformación.

Se ha realizado el ensayo de compresión cuasiestática con descargas de cuatro (4) probetas prismáticas de Alporas 10%, después de haber obtenido algunas de sus curvas  $\sigma_N$ - $\epsilon_N$  para conocer los desplazamientos correspondientes a las deformaciones a las que se han hecho las descargas y así evitar errores durante la ejecución del procedimiento experimental.

### 3.4.3. RESULTADOS Y DISCUSIÓN

#### 3.4.3.1. Ensayos Cuasiestáticos de Compresión

La figura 3.8 muestra el estado final de una probeta prismática de la espuma Alporas sometida a compresión uniaxial cuasiestática y se compara con otra del mismo tipo sin ensayar. Es notable el cambio de volumen de la probeta, pues se aprecia un cambio de sección inferior al cambio de longitud, y el nivel de compactación que alcanza la espuma metálica.

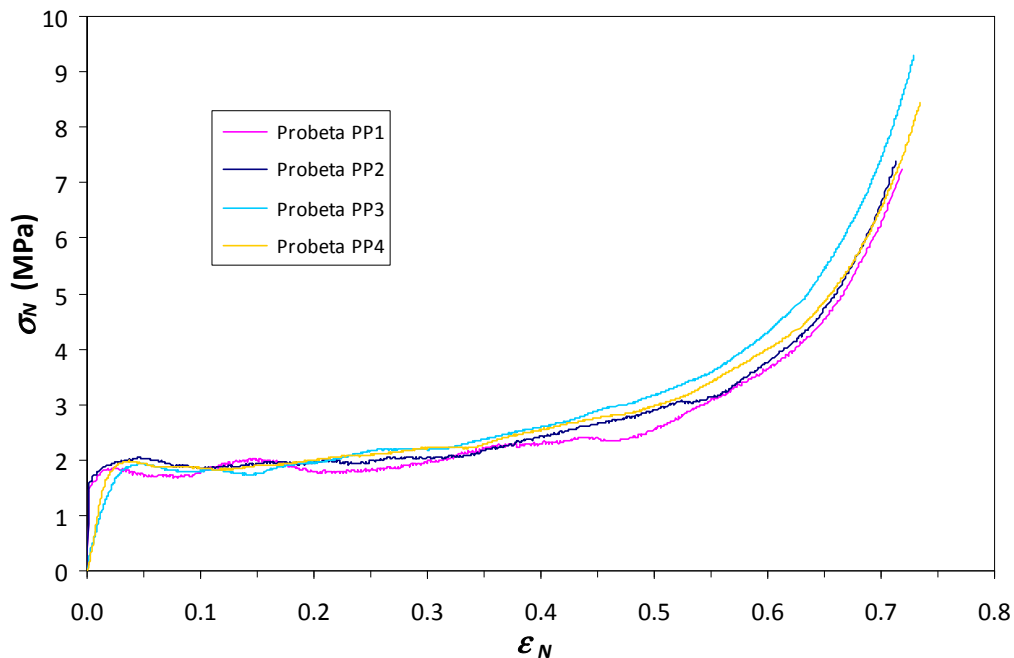


**Figura 3.8.** Comparación entre dos probetas prismáticas de Alporas 10%: una sin ensayar (izq) y otra después de haber sido ensayada a compresión (der).

En la tabla 3.1 se recogen las propiedades mecánicas cuasiestáticas obtenidas para las cuatro probetas prismáticas de Alporas ensayadas. Específicamente se presentan en la tabla 3.1 los valores del módulo de Young,  $E$ ; de la tensión de fluencia al 0.2% de la deformación,  $\sigma_y$ , de la resistencia a compresión,  $\sigma_c$ , de la meseta de tensión,  $\sigma_{pl}$ , y de la deformación de compactación,  $\varepsilon_D$ . Adicionalmente, en la figura 3.9 se presentan las curvas  $\sigma_N$ - $\varepsilon_N$  obtenidas para las cuatro probetas prismáticas (identificadas como PP).

**Tabla 3.1.** Propiedades mecánicas cuasiestáticas obtenidas para cuatro probetas de Alporas 10 % ensayadas a compresión.

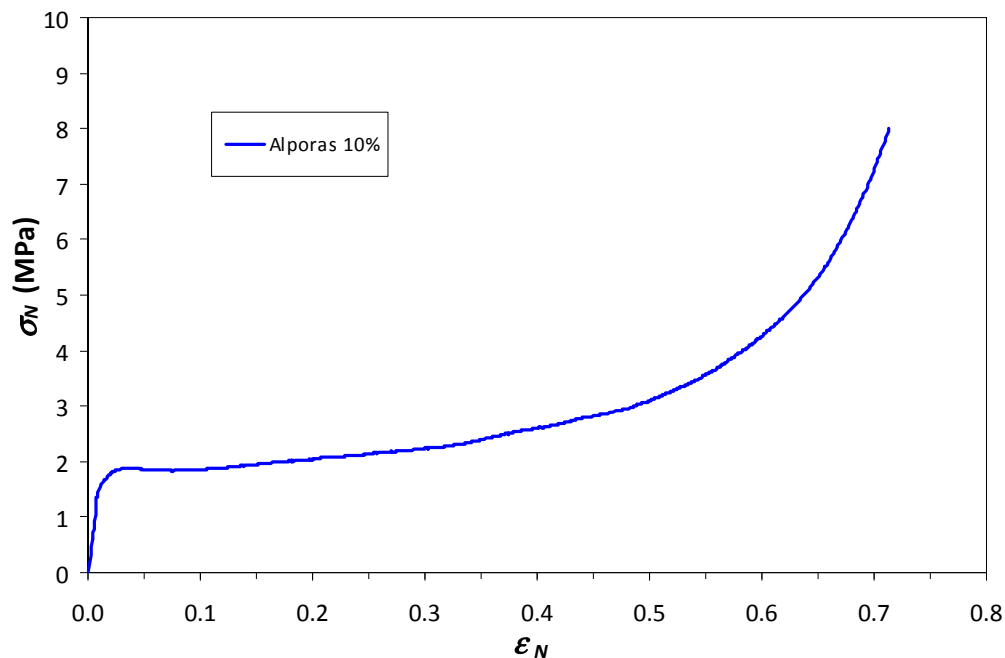
Probeta	$E$ (GPa)	$\sigma_y$ (MPa)	$\sigma_c$ (MPa)	$\sigma_{pl}$ (MPa)	$\varepsilon_D$ (%)
PP1	0.7	1.5	1.8	2.0	49
PP2	0.8	1.6	2.0	2.3	56
PP3	0.1	1.8	1.9	2.3	55
PP4	0.1	1.6	2.0	2.3	50



**Figura 3.9.** Curvas tensión nominal  $\sigma_N$  vs. deformación nominal  $\varepsilon_N$  cuasiestáticas obtenidas para cuatro probetas de Alporas 10 % ensayadas a compresión.

Tanto de la figura 3.9 como de la tabla 3.1 puede deducirse que existe poca desviación en los resultados obtenidos para las cuatro probetas, con excepción del módulo de Young, que ha sido estimado con la línea de carga inicial (*módulo tangente*) y por tanto no tiene validez como propiedad mecánica generalizada de la espuma (apartados 2.3.2.2 y 2.3.5). La desviación máxima en el resto de las propiedades mecánicas no ha superado un 6%. Este valor, relacionado con la heterogeneidad de las probetas inherente a su proceso de fabricación y a la estructura de la espuma metálica, es considerablemente inferior al 20% de desviación que según señalan DESHPANDE Y FLECK [2000B] pueden exhibir estos materiales en su resistencia.

Haciendo una media entre las curvas de la figura 3.9 se ha obtenido la curva  $\sigma_N$ - $\epsilon_N$  que se muestra en la figura 3.10 y con ésta se han estimado sus propiedades mecánicas, que aparecen en la tabla 3.2. Estas propiedades se asemejan a las obtenidas en estudios previos de espuma Alporas con la misma densidad relativa [MUKAI ET AL., 1999; RAMAMURTY Y PAUL, 2004].



**Figura 3.10.** Curva tensión nominal-deformación nominal ( $\sigma_N$ - $\epsilon_N$ ) a compresión cuasiestática de la Alporas 10 %.

**Tabla 3.2.** Propiedades mecánicas cuasiestáticas a compresión de la espuma  
Alporas 10 %.

$E$ (GPa)	$\sigma_y$ (MPa)	$\sigma_c$ (MPa)	$\sigma_{pl}$ (MPa)	$\varepsilon_D$ (%)
0.17	1.6	1.9	2.2	53

Los valores de  $\sigma_c$ ,  $\sigma_{pl}$ , y  $\varepsilon_D$  fueron estimados de acuerdo a la metodología utilizada en un estudio similar por TAN ET AL. [2005], que es consistente con los planteamientos de GIBSON Y ASHBY [1999]. Así, la resistencia a compresión,  $\sigma_c$ , se tomó como el pico inicial de tensión de la curva  $\sigma_N$ - $\varepsilon_N$  cuasiestática, que está relacionado con el inicio del colapso plástico de una franja de celdas hasta una deformación particular denotada como  $\varepsilon_c$ . Para estimar la meseta de tensión,  $\sigma_{pl}$ , se convierte la deformación nominal en tiempo ( $t$ ) por medio de:

$$t = \frac{\varepsilon_N \cdot L_0}{\dot{\delta}}, \quad (3.7)$$

donde  $\dot{\delta}$  es la velocidad de compresión cuasiestática, que se corresponde con la velocidad de desplazamiento de los cabezales (platos de compresión) de la máquina, por lo que  $\dot{\delta} = 0.05$  mm/s (3 mm/min). Se puede entonces obtener el valor de la tensión nominal en función del tiempo y, por lo tanto, estimar la meseta de tensión  $\sigma_{pl}$ , definida como el valor medio de  $\sigma_N(t)$ , de acuerdo con la expresión:

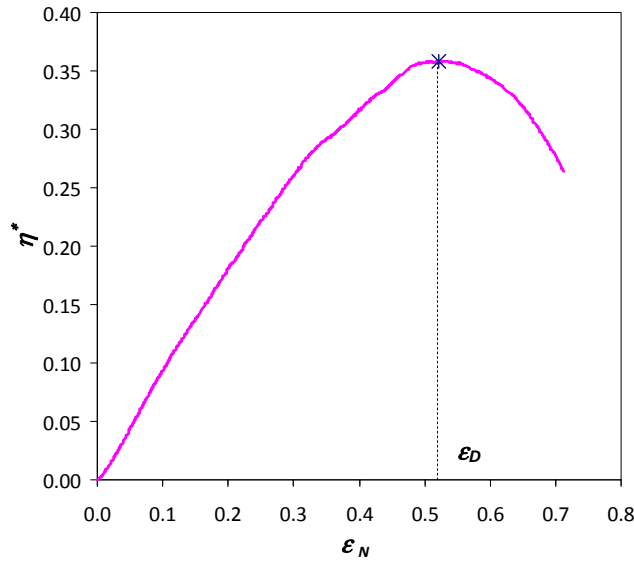
$$\sigma_{pl} = \frac{1}{(t_D - t_c)} \int_{t_c}^{t_D} \sigma_N(t) dt, \quad (3.8)$$

donde los valores de  $t_c$  y  $t_D$  están relacionados con los de  $\varepsilon_c$  y  $\varepsilon_D$ , respectivamente, a través de la expresión 3.7.

La deformación de compactación,  $\varepsilon_D$ , se define como el máximo de la curva *eficiencia a deformación-deformación nominal* ( $\eta^*$ - $\varepsilon_N$ ) de la espuma. Esta curva se obtiene luego de estimar la eficiencia a deformación,  $\eta^*$ , de manera similar a la propuesta en la ecuación 2.16 para la eficiencia, pero dividiendo únicamente la energía absorbida ( $W$ ) hasta  $\varepsilon_d$  entre el valor de tensión correspondiente a dicha deformación, esto es,

$$\eta^*(\varepsilon_a) = \frac{W(\varepsilon_a)}{\sigma(\varepsilon)]_{\varepsilon=\varepsilon_a}} \quad \text{con } 0 < \varepsilon_a \leq 1 \quad (3.9)$$

En la figura 3.11 se puede observar la curva  $\eta^*-\varepsilon_N$  obtenida para la espuma Alporas 10%, con indicación de su máximo global para identificar el valor de la deformación de compactación  $\varepsilon_D$ . Las curvas de cada probeta ensayada se incluyen en el anexo 1.



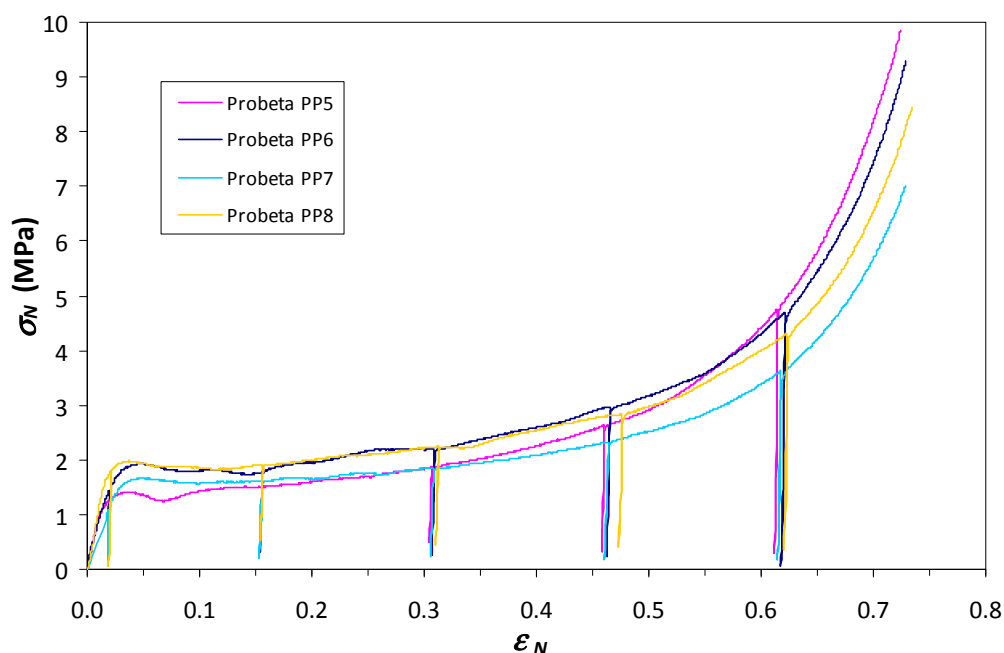
**Figura 3.11.** Curva eficiencia a deformación-deformación nominal ( $\eta^*-\varepsilon_N$ ) de la Alporas 10% con indicación del valor de la deformación de compactación  $\varepsilon_D$ .

La energía absorbida por unidad de volumen ( $W$ ) hasta compactación de la Alporas 10% fue de aproximadamente  $1.2 \text{ MJ/m}^3$ , que es un valor similar al obtenido previamente para esta misma espuma de aluminio (con igual densidad relativa) por MIYOSHI *ET AL.* [1999] y por MUKAI *ET AL.* [1999]. La eficiencia  $\eta$  correspondiente a esta energía absorbida, es decir, la eficiencia total de la espuma, es alrededor de un 69%. Esta última ha sido estimada con la expresión 2.17.

### 3.4.3.2. Ensayos Cuasiestáticos de Compresión con Descargas (carga-descarga)

Como resultado de los ensayos cuasiestáticos de compresión con descargas de cuatro probetas prismáticas (PP) de Alporas, la figura 3.12 muestra las curvas  $\sigma_N-\varepsilon_N$

obtenidas para cada una de éstas. En ella pueden apreciarse cinco descargas hechas para tres de las probetas y cuatro para la otra. Para todas las probetas se ha efectuado una primera descarga al 75% de la resistencia a compresión  $\sigma_c$  del material, a fin de estimar el módulo de Young ( $E$ ) verdadero; ésta descarga ha coincidido con una deformación nominal próxima a 0.02 (2%). El resto de descargas se han hecho entre 0.15 y 0.60, aproximadamente, de deformación nominal de cada probeta, a valores de ésta prácticamente concurrentes, como lo indican las líneas correspondientes en la figura 3.12, con excepción de la cuarta descarga de la probeta PP8 que exhibe una ligera diferencia en deformación nominal con respecto al resto de la muestra.



**Figura 3.12.** Curvas  $\sigma_N$ - $\epsilon_N$  cuasiestáticas de cuatro probetas de Alporas 10 % sometidas a compresión y a descargas a distintos niveles de deformación.

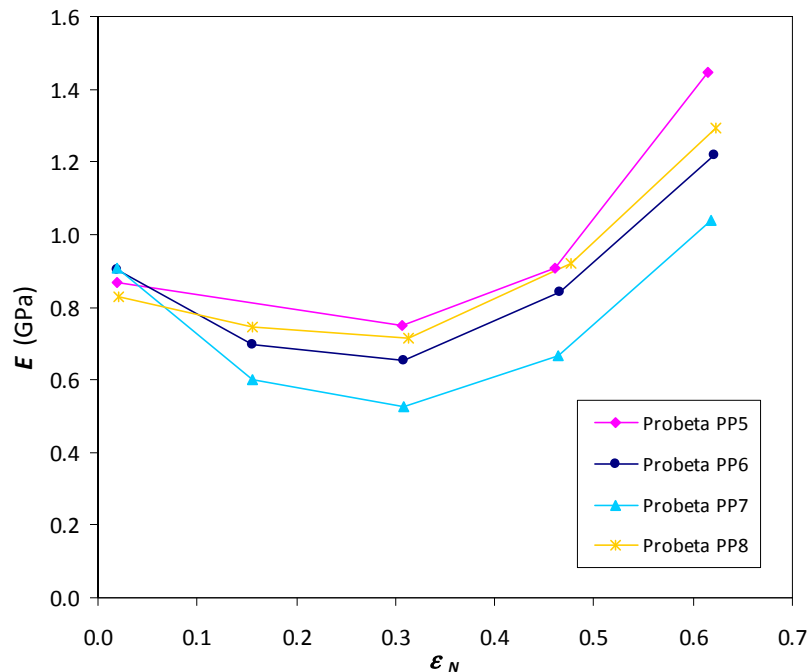
En relación con la estimación del módulo de Young  $E$  verdadero, la tabla 3.3 contiene los resultados obtenidos de la estimación de esta propiedad a partir de las descargas al 75% de  $\sigma_c$  de cada probeta. También presenta la tabla un promedio de los valores obtenidos con su desviación estándar, que apenas ha llegado a alcanzar un valor aproximado al 4%. Siendo más representativo del material el promedio estimado, **el módulo de Young,  $E$ , verdadero obtenido para la Alporas 10% ha sido de 0.9 GPa.**



**Tabla 3.3.** Módulo de Young,  $E$ , obtenido mediante descarga al 75% de  $\sigma_c$  de cuatro probetas prismáticas de Alporas 10 % ensayadas a compresión cuasiestática.

Probeta	$E$ (GPa)
PP5	0.93
PP6	0.88
PP7	0.84
PP8	0.86
Promedio	0.9
Desviación Estándar	0.04

Estimando el módulo de Young  $E$  de las líneas de descarga mostradas en la figura 3.12 se obtuvo la evolución de esta propiedad durante el proceso de deformación de cada probeta de Alporas, tal como se presenta en la figura 3.13.



**Figura 3.13.** Evolución del Módulo de Young ( $E$ ) con la deformación en cuatro probetas de Alporas 10 % sometidas a compresión cuasiestática.

La influencia que tiene la deformación sobre la rigidez de la espuma de aluminio es evidente. Para la primera descarga el valor de  $E$  tiene una desviación insignificante, más aún teniendo en cuenta que ésta aumenta a medida que se incrementa la deformación. Todas las probetas exhiben una disminución paulatina del módulo de Young (pérdida de rigidez) hasta aproximadamente una deformación nominal de 0.3, seguida de un incremento sostenido de éste parámetro entre 0.4 y 0.6 de deformación. Obviamente la disminución de rigidez que ocurre en primera instancia (que es más marcada entre la primera y segunda descarga) se debe al pandeo y fractura de las paredes de celda y a la plastificación y daño del material que las constituye. El incremento de la rigidez durante la etapa posterior de deformación es debido a la compactación progresiva del material, que ocasiona un cambio en su respuesta mecánica por comenzar a aproximarse a la de un sólido macizo. Se observa que este incremento de rigidez asociado con la densificación de la espuma se inicia a un valor de deformación inferior al de la denominada *deformación de compactación* ( $\varepsilon_D$ ), obtenida a partir de las curvas  $\sigma_N$ - $\varepsilon_N$  de la Alporas 10% y que resultó ser de aproximadamente 53%. Esto se debe a la coexistencia de los dos mecanismos de deformación en la espuma: por una parte la compactación de la misma, que incrementa su rigidez macroscópica, y por otra, el deterioro o degradación por daño del material de las paredes de celda, que restringe el nivel de tensión en la curva  $\sigma_N$ - $\varepsilon_N$ , de modo que impide que se manifieste el proceso de compactación. Según esto, el mecanismo de compactación tendría predominio sobre el de degradación antes de lo que indica  $\varepsilon_D$  en la curva  $\sigma_N$ - $\varepsilon_N$  de la espuma. Para profundizar más en este planteamiento es necesario un estudio más detallado de la evolución del módulo de Young entre 0.3 y 0.5 de deformación nominal, complementado con un exhaustivo análisis microscópico.

Desde un punto de vista microscópico, la disminución y posterior incremento del módulo de Young de la espuma durante su deformación podría explicarse en términos de los modos de daño que presentan las paredes de celda: tanto la flexión como el alargamiento de las mismas influyen en la rigidez de la espuma, aunque

parece ser más importante la flexión, ya que al comienzo de la deformación se presentan ambos hasta que la fractura de las paredes de celda ocasiona una caída del módulo de Young, la cual se va haciendo menos acusada hasta el punto donde el proceso empieza a estar dominado por la flexión de las paredes que junto con la compactación (que actúa como una restricción de dicho modo de deformación) propicia el posterior incremento de  $E$ .

El valor del módulo de Young,  $E$ , verdadero obtenido para la Alporas 10% ha sido consistente con lo que se ha reportado previamente para este material [SUGIMURA *ET AL.*, 1997; ANDREWS *ET AL.*, 1999; BASTAWROS *ET AL.*, 2000; PAUL Y RAMAMURTY, 2000; RAMAMURTY Y PAUL, 2004], mientras que los resultados obtenidos al evaluar su evolución con la deformación tienen semejanza a los encontrados por MCCULLOUGH *ET AL.* y CAO *ET AL.* para otras espumas de aluminio.

En el anexo 2 se muestran los valores del módulo de Young obtenidos para todas las descargas efectuadas en cada probeta prismática de Alporas 10%. Estos valores se obtuvieron mediante un análisis de regresión lineal, por el método de mínimos cuadrados, de las líneas de descarga.

## 3.5. ENSAYOS DINÁMICOS

### 3.5.1. GENERALIDADES

Los ensayos conducentes a la determinación de las propiedades dinámicas de los materiales son generalmente complejos debido a la aparición de fuerzas de inercia y a la propagación de las ondas de impacto que indudablemente afectan la respuesta mecánica.

Pequeñas variaciones en la velocidad de ejecución de los ensayos, implican cambios importantes en la tecnología de los equipos necesarios para llevarlos a cabo, no existiendo una única técnica que permita abarcar todo el rango de velocidades de deformación posibles.

Algunos de los equipos utilizados en el ensayo dinámico de materiales son reseñados a continuación, según el intervalo de velocidad de deformación que se pretenda evaluar.

■ *Velocidades de deformación bajas ( $\dot{\epsilon} < 10^{-1} \text{ s}^{-1}$ )*

Dentro de este intervalo se sitúan los sistemas de carga convencionales, es decir, las máquinas de ensayos electromecánicas y servohidráulicas. Estas últimas permiten realizar ensayos a velocidades de deformación ligeramente mayores que  $10^{-1} \text{ s}^{-1}$ . A medida que la velocidad aumenta lo hace también la complejidad de la instrumentación asociada. El método usual de medida de fuerza son las células de carga, cuya utilización se encuentra limitada por su frecuencia natural de vibración.

■ *Velocidades de deformación medias ( $10^{-1} < \dot{\epsilon} < 10^2 \text{ s}^{-1}$ )*

Aunque con algunas máquinas hidráulicas es posible realizar ensayos en este intervalo de velocidades de deformación, el dispositivo más empleado es la torre de caída de peso (*Drop Weight Tower*). Este equipo utiliza una determinada masa que mediante caída libre genera una carga de compresión (un impacto) en la probeta. Los primeros experimentos con esta técnica datan de los años 70. El sistema tiene una elevada capacidad en términos de energía entregada, que llega a alcanzar en algunos casos los 1000 J.

■ *Velocidades de deformación altas ( $10^2 < \dot{\epsilon} < 10^4 \text{ s}^{-1}$ )*

En este intervalo de velocidades de deformación es, sin duda alguna, la barra Hopkinson la técnica experimental que goza de las preferencias de la mayoría de los investigadores. Está basada en la propagación de ondas elásticas unidimensionales en barras de geometría cilíndrica, que actúan como guías de ondas de tensión. Esta técnica experimental ofrece diversas posibilidades de estudio, que van desde los usuales ensayos de compresión y tracción uniaxial hasta los más complejos ensayos de fractura dinámica.

### ■ Velocidades de deformación muy altas ( $10^4 \text{ s}^{-1} < \dot{\epsilon}$ )

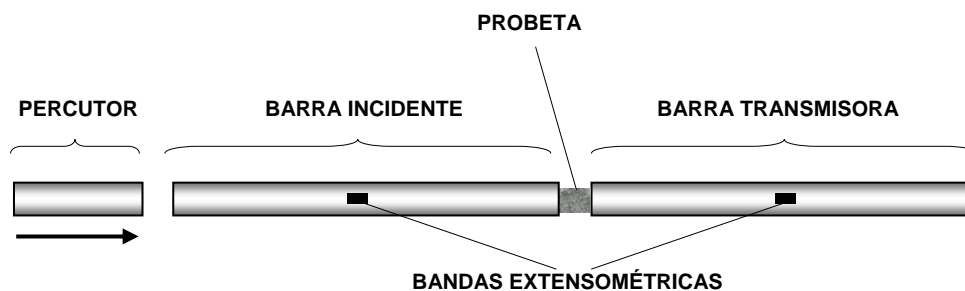
Los ensayos mecánicos a estas velocidades de deformación se realizan empleando dispositivos de impacto neumáticos o pirotécnicos. Los equipos que se utilizan con mayor frecuencia son el cañón de gas y el de pólvora.

## 3.5.2. BARRA HOPKINSON DE COMPRESIÓN

La barra Hopkinson (SHPB) debe su nombre al primer investigador que estudió fenómenos de impacto en barras de geometría cilíndrica. HOPKINSON [1914] observó que, dentro de un comportamiento elástico, el gradiente de los desplazamientos de las partículas de una barra sometida a impacto es directamente proporcional a las tensiones, y que la longitud de la zona tensionada coincide con el producto de la duración del impacto y de la velocidad de propagación de las ondas elásticas en la barra. DAVIES [1948] reanudó los experimentos de HOPKINSON con un sistema basado en condensadores para la medida de los desplazamientos producidos en las barras; posteriormente, publicó una revisión crítica del trabajo original de HOPKINSON en el que discute las limitaciones y el efecto de la dispersión en su técnica. En 1949, KOLSKY desarrolló la configuración del ensayo que, básicamente, sigue utilizándose en la actualidad. Dicho método de ensayo, que ha evolucionado constantemente desde su introducción, ha sido extendidamente usado en la caracterización dinámica de diversos materiales empleados en diseños de ingeniería, entre los que destacan las aleaciones metálicas, los polímeros y los materiales compuestos.

### 3.5.2.1. Descripción del Dispositivo

El dispositivo experimental típicamente consta de dos barras coaxiales de un material con elevado límite elástico, entre las que se sitúa una probeta cilíndrica del material a ensayar, con un diámetro ligeramente menor que el de aquellas. A esto se suma un percutor o proyectil cilíndrico de igual diámetro y material que las barras, que es impulsado neumáticamente para impactar en el extremo libre una de ellas (barra incidente). La figura 3.14 muestra una representación esquemática del arreglo que convencionalmente tiene la barra Hopkinson de compresión.



**Figura 3.14.** Representación esquemática del arreglo convencional de ensayo de la barra Hopkinson de compresión.

Como resultado del impacto que produce el percutor, un pulso longitudinal de compresión viaja a lo largo de la barra incidente hasta alcanzar la probeta. Cuando el pulso de compresión u onda incidente,  $\varepsilon_i$ , generado en el impacto alcanza la intercara barra incidente-probeta se divide en una onda reflejada de tracción,  $\varepsilon_r$ , que viaja por la barra incidente y en una onda transmitida de compresión,  $\varepsilon_t$ , que viaja por la barra transmisora, dependiendo de las propiedades mecánicas del material de la probeta. Mediante bandas extensométricas colocadas en las barras incidente y transmisora se registran tanto la onda incidente como la reflejada y la transmitida. Es a partir de estas ondas con las que se obtiene la curva tensión-deformación en el material de la probeta.

### 3.5.2.2. Impedancia Mecánica ( $Z$ )

Un parámetro determinante en la validez de los ensayos con barra Hopkinson es la impedancia mecánica,  $Z$ , de las barras y de las probetas. Se denomina impedancia acústica de un material al producto de su densidad ( $\rho$ ) y la velocidad de propagación de las ondas elásticas longitudinales a través del mismo,  $C$ . Impedancia mecánica ( $Z$ ) de la barra o de la probeta es el producto de la impedancia acústica y del área de su sección ( $A$ ), esto es,

$$Z = \rho \cdot C \cdot A \quad (3.10)$$

Si la impedancia mecánica de la probeta resulta ser muy inferior a la de las barras, la onda reflejada se parecerá mucho a la onda incidente y, por lo tanto, la onda

transmitida será muy pequeña y probablemente difícil de detectar. Esto es lo que suele pasar en sólidos celulares tales como polímeros o en espumas poliméricas o metálicas. Como se indica en el apartado 2.3.2.3 (capítulo 2), las espumas metálicas tienen una baja impedancia mecánica lo que complica notablemente su ensayo en barra Hopkinson convencional.

Para estudiar en barra Hopkinson el comportamiento de materiales de baja impedancia como la espuma de aluminio Alporas, es necesario pues utilizar barras con una impedancia similar.

### **3.5.2.3. Interpretación de las Ondas Registradas en el Ensayo de SHPB**

En este apartado se hace una descripción somera de la teoría aplicable a la interpretación de las ondas registradas en el ensayo de barra Hopkinson de compresión. En primer lugar se enuncia la teoría elemental de ondas unidimensionales aplicada a la propagación de una onda a través de una barra cilíndrica y se comentan sus principales limitaciones planteadas por DAVIS. A continuación, se describe el efecto de la dispersión geométrica de las ondas y se comenta la solución planteada por POCHHAMMER [1876] y CHREE [1889]. Posteriormente se definen los conceptos de atenuación y dispersión de ondas en medios viscoelásticos, aspecto éste de gran interés por tener este comportamiento mecánico las barras utilizables en el ensayo de espumas metálicas.

#### ***3.5.2.3.1. Análisis de las ondas registradas según la teoría de ondas unidimensionales***

Según esta teoría, la onda de impacto se propaga por la barra incidente sin sufrir distorsión y a una velocidad que depende exclusivamente de las características mecánicas del material. Planteando el equilibrio de las fuerzas actuantes sobre un elemento diferencial de barra se obtiene la ecuación del movimiento:

$$\frac{\partial^2 u}{\partial t^2} = C^2 \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} \quad (3.11)$$

donde  $u(x,t)$  es el campo de desplazamientos y  $C = \sqrt{E/\rho}$  la velocidad de la onda ( $E$  y  $\rho$ , módulo de elasticidad y densidad del material de la barra, respectivamente).

De la solución de la ecuación anterior se deduce que la tensión en el material es proporcional a la velocidad ( $v$ ) de las partículas

$$\sigma(x,t) = -\rho \cdot C \cdot v(x,t) \quad (3.12)$$

Puede demostrarse que la magnitud del pulso,  $\sigma_i$ , producido al impactar el percutor sobre la barra incidente viene dada por la expresión

$$\sigma_i = \frac{1}{2} \rho \cdot C \cdot V_{st} \quad (3.13)$$

con una duración,  $t_v$ ,

$$t_v = 2 \frac{L_{st}}{C} \quad (3.14)$$

siendo  $V_{st}$  la velocidad del percutor justo antes del impacto y  $L_{st}$  su longitud.

La deformación ingenieril o nominal,  $\varepsilon_N$ , la velocidad de deformación nominal,  $\dot{\varepsilon}_N$ , y la tensión ingenieril o nominal,  $\sigma_N$ , pueden obtenerse a partir de las ondas reflejada y transmitida mediante las siguientes expresiones:

$$\varepsilon_N = \frac{2C}{L_0} \int_0^t \varepsilon_r dt \quad (3.15)$$

$$\dot{\varepsilon}_N = \frac{2C}{L_0} \varepsilon_r \quad (3.16)$$

$$\sigma_N = E \frac{A_b}{A_0} \varepsilon_t \quad (3.17)$$

donde  $E$  y  $\rho$  son el módulo de Young y la densidad del material de la barra, respectivamente,  $L_0$  y  $A_0$  son la longitud y el área de la sección iniciales de la probeta, y  $A_b$  es el área de la sección de la barra.

La tensión nominal puede también obtenerse utilizando dos ondas,



$$\sigma_N = E \frac{A_b}{A_0} (\varepsilon_i + \varepsilon_r) \quad (3.18)$$

o tres ondas

$$\sigma_N = E \frac{A_b}{A_0} (\varepsilon_i + \varepsilon_r + \varepsilon_t) \quad (3.19)$$

La tensión verdadera,  $\sigma$ , y la deformación verdadera,  $\varepsilon$ , pueden determinarse con sus correspondientes valores nominales mediante las expresiones 3.3 y 3.4.

La validez del ensayo, es decir, la posibilidad de obtener la curva tensión-deformación del material de la probeta a partir de las fuerzas y velocidades en ambas caras de la probeta está sujeta a la verificación de las siguientes condiciones:

- a) Las barras están hechas de un material homogéneo e isótropo, y de sección constante.
- b) Las interfaces barra incidente/probeta y probeta/barra transmisora se mantienen planas durante el ensayo.
- c) El estado tensional es unidimensional y axialmente uniforme; de este modo, se pueden determinar las fuerzas aplicadas y los desplazamientos producidos en los extremos de las barras en contacto con la probeta, componiendo los efectos de las ondas incidente, reflejada y transmitida.
- d) La probeta se mantiene en equilibrio durante el ensayo después de un corto intervalo de tiempo previo.
- e) El campo deformacional en la probeta es uniforme, de manera que se puede transformar fuerzas en tensiones y desplazamientos en deformaciones.
- f) Los efectos de fricción y de inercia en la probeta son mínimos.

### 3.5.2.3.2. *Dispersión geométrica de las ondas*

Para obtener la evolución temporal de la deformación en la probeta se ha de disponer de la evolución de los desplazamientos (y, por tanto, de la deformación) en los

extremos de las barras en contacto con ella. Según la teoría general de ondas unidimensionales, la onda de deformación registrada en las bandas extensométricas es la misma que la que se alcanza en cualquier punto a lo largo del eje de la barra.

Hay, sin embargo, un importante fenómeno que se ha de considerar en el proceso de propagación de las ondas, que es la dispersión. En física se denomina dispersión al fenómeno de separación de las ondas de distinta frecuencia al atravesar un material. Todos los medios continuos son en un cierto grado, mayor o menor, dispersivos, por lo que pueden afectar a las ondas que viajen a través de ellos.

La propagación de ondas elásticas en barras tiene como particularidad que la velocidad de su propagación longitudinal en el material puede variar con la longitud de onda, es decir, existe un fenómeno de dispersión geométrica de las ondas. Las componentes armónicas que conforman la onda que viaja por las barras como incidente, reflejada o transmitida, se desplazan a diferente velocidad produciéndose desfases entre ellas. Estos desfases se visualizan en la forma de la onda, que deja de ser un pulso trapecial de meseta recta para mostrar en ésta unas oscilaciones características. Otro efecto de la dispersión es que la rampa inicial de la onda registrada no es una línea recta, que es lo que se observa en el pulso inicial.

La dispersión de las componentes de las ondas de deformación ha de ser tenida en cuenta al deducir expresiones de las ondas en las interfases probeta-barra a partir de las ondas registradas en las bandas extensométricas.

La idea de corrección de la dispersión en la barra Hopkinson es debida a POCHHAMMER [1876] y CHREE [1889], que estudiaron el proceso de propagación de una onda armónica en una barra infinita.

Por otro lado, la onda generada en la barra inmediatamente después del impacto, es muy compleja. Debido a las irregularidades propias del acoplamiento de los

materiales y a los efectos de borde, surgen distintos tipos de ondas elásticas, como ondas esféricas de dilatación; ya que la amplitud de estas ondas decrece con el inverso de la distancia recorrida, se acepta que después de avanzar una cierta distancia en la barra, estas irregularidades habrán decrecido en importancia.

### 3.5.2.3.3. Ecuación de POCHHAMMER y CHREE

Para una barra infinita y cilíndrica y considerando propagación axial unidimensional, la relación entre la velocidad de la fase y la frecuencia está gobernada por la ecuación de la frecuencia planteada por POCHHAMMER y CHREE:

$$\left(2f^2 - \frac{\rho\omega^2}{G}\right)J_1(kr)J_0(hr) + 4f^2hkJ_1(hr)J_0(kr) - \frac{2h}{r}\frac{\rho\omega^2}{G}J_1(hr)J_1(kr) = 0 \quad (3.20)$$

donde:  $r \rightarrow$  radio de la barra

$E \rightarrow$  módulo de elasticidad

$\lambda \rightarrow$  primer coeficiente de Lamé

$G \rightarrow$  módulo de cortadura

$\nu \rightarrow$  coeficiente de Poisson

$\rho \rightarrow$  densidad del material de la barra

$\Lambda \rightarrow$  longitud de onda

$\omega \rightarrow$  frecuencia angular de onda

$f = \frac{2\pi}{\Lambda} \rightarrow$  frecuencia de onda

$J_0$  y  $J_1 \rightarrow$  funciones de Bessel de orden cero y uno, respectivamente

$$h^2 = \frac{\rho \cdot \omega^2}{\lambda + 2G} - f^2 \quad (3.21)$$

$$k^2 = \frac{\rho \cdot \omega^2}{G} - f^2 \quad (3.22)$$

Dado que la longitud de onda ( $\Lambda$ ), la velocidad de fase ( $C_f$ ) y la frecuencia ( $\omega$ ) se relacionan de acuerdo a la expresión

$$\frac{1}{\Lambda} = \frac{1}{2\pi} \cdot \frac{\omega}{C_f} \quad , \quad (3.23)$$

la ecuación de la frecuencia generalizada de POCHHAMMER-CHREE puede reescribirse en forma normalizada como

$$2\pi^2\left(\frac{r}{\Lambda}\right)^2\left(\frac{\bar{C}^2}{\bar{G}}-2\right)^2 J_0(\bar{h})J_1(\bar{k})+2\bar{h}\bar{k}J_1(\bar{h})J_0(\bar{k})-\frac{\bar{h}\bar{C}^2}{\bar{G}}J_1(\bar{h})J_1(\bar{k})=0 \quad (3.24)$$

siendo:

$$\bar{C} = \frac{C_f}{C} \quad (3.25)$$

$$\bar{\lambda} = \frac{\lambda}{E} \quad (3.26)$$

$$\bar{G} = \frac{G}{E} \quad (3.27)$$

$$\bar{h}^2 = h^2 r^2 = 4\pi^2\left(\frac{r}{\Lambda}\right)^2\left(\frac{\bar{C}^2}{\bar{\lambda}+2\bar{G}}-1\right) \quad (3.28)$$

$$\bar{k}^2 = k^2 r^2 = 4\pi^2\left(\frac{r}{\Lambda}\right)^2\left(\frac{\bar{C}^2}{\bar{G}}-1\right) \quad (3.29)$$

Esta ecuación permite obtener la relación entre la velocidad y la longitud de la onda

$$\bar{C} = \frac{C_f}{C} = f\left(\frac{r}{\Lambda}, \nu\right) \quad (3.30)$$

Según la teoría de ondas unidimensionales la velocidad de una onda armónica es independiente de la longitud de onda ( $\Lambda$ ) y obedece a la expresión

$$C = \sqrt{\frac{E}{\rho}} \quad (3.31)$$

Sin embargo, aplicando la solución de POCHHAMMER-CHREE se constata que la relación entre las velocidades  $C_f$  y  $C$  es función de  $r/\Lambda$ , siendo igual a 1 ( $C_f = C$ ) cuando  $r/\Lambda = 0$ ; la velocidad de la fase  $C_f$  decrece a medida que la frecuencia  $\omega$  aumenta: las componentes de alta frecuencia viajan a menos velocidad que las de baja frecuencia apareciendo oscilaciones detrás de la primera parte de la onda y aumentando el tiempo de incremento del pulso.

A efectos prácticos:

- Si  $r/\lambda \ll 1$ , los desplazamientos son uniformes en toda la sección de la barra y la velocidad de propagación de la onda es la velocidad del sonido en el material,  $C$ .
- A medida que  $\lambda$  se aproxima a  $r$ , pueden alcanzarse, sin embargo, valores mucho menores de la velocidad de propagación de la onda.

Según la teoría de ondas unidimensionales, la tensión longitudinal y la deformación en la sección de la barra son uniformes y la tensión radial es nula, pero al aplicar la solución de POCHHAMMER-CHREE se verifica que la tensión longitudinal y los desplazamientos varían en la sección y que la tensión radial no es nula.

La primera aplicación de la ecuación de POCHHAMMER-CHREE a la barra Hopkinson se debe a DAVIES [1948], quién concluyó que en las condiciones de impacto se excitan únicamente ondas pertenecientes al primer modo de vibración. La solución de la ecuación de POCHHAMMER-CHREE para el primer modo fue desarrollada por BANCROFT [1941] en forma de tablas en las que se dan valores para  $C_p/C$  en función de  $r/\lambda$  para diferentes valores del coeficiente de Poisson ( $\nu$ ). LUNDBERG Y HENCHOZ [1977] introdujeron un método que permite separar las ondas que se están propagando en ambas direcciones de la barra, mediante bandas extensométricas colocadas en dos secciones diferentes. FOLLANSBEE Y FRANTZ [1983] basados en la relación de dispersión hallada por BANCROFT [1941] han empleado, básicamente, el mismo procedimiento: realizar la transformada de Fourier de la onda registrada, modificar las componentes de Fourier de acuerdo con la relación de dispersión y retornar al dominio del tiempo con una transformada de Fourier inversa. GORHAM [1983] desarrolló un método para la corrección de la dispersión de las ondas registradas en los ensayos con SHPB. ZHAO Y GARY [1997] han desarrollado un procedimiento consistente en la medición de deformación en dos bandas extensométricas; la deformación registrada en la primera banda es desplazada al

punto de la segunda banda por medio del algoritmo de FFT (*Fast Fourier Transform: Transformada Rápida de Fourier*), utilizando como ecuación de frecuencia la de POCHHAMMER-CHREE.

Una conclusión de los estudios citados es que, en efecto, en un ensayo en barra Hopkinson las ondas se transmiten fundamentalmente en el primer modo de vibración, que es el de mayor longitud de onda. En concordancia con este resultado, de la ecuación de POCHHAMMER-CHREE se deduce que la mayor parte de la energía es debida a componentes de la onda con  $r/\lambda < 0.1$ . Puede asumirse, en consecuencia, que en las condiciones habituales de un ensayo el desplazamiento longitudinal prácticamente no varía en la sección transversal de la barra y que el estado tensional es unidimensional.

#### ECUACIÓN DE FRECUENCIA DE RAYLEIGH

RAYLEIGH planteó una ecuación de frecuencia cuya solución corresponde al límite de la velocidad de fase de la ecuación de POCHHAMMER-CHREE para valores altos del cociente entre el radio de la barra y la longitud de onda, que tiene la siguiente forma:

$$\left(\frac{C_f}{C_s}\right)^6 - 8\left(\frac{C_f}{C_s}\right)^4 + (24 - 16X^2)\left(\frac{C_f}{C_s}\right)^2 + 16(X^2 - 1) = 0 \quad , \quad (3.32)$$

siendo:  $C_f \rightarrow$  velocidad de fase de la onda

$$C_s^2 = \frac{G}{\rho} \quad (3.33)$$

$$X^2 = \frac{G}{\lambda + 2G} = \frac{1 - 2\nu}{2 - 2\nu} \quad (3.34)$$

La ecuación de RAYLEIGH evidencia que la velocidad de fase de la onda ( $C_f$ ) es, en estas condiciones, independiente de la longitud de onda y dependiente de las constantes elásticas  $\lambda$  y  $G$ . La propagación de las ondas es pues, en este caso (valores altos del cociente entre el radio de la barra y la longitud de onda), no dispersiva.

#### ***3.5.2.3.4. Atenuación y dispersión de las ondas registradas en ensayos con barras viscoelásticas***

Se denomina en lo que sigue atenuación a la progresiva disminución de los valores de amplitud de la onda cuando ésta se propaga a través de una barra.

En los materiales viscoelásticos la señal se atenúa al propagarse debido al amortiguamiento del material y, además, está sujeta a dispersión aún si la inercia que provoca el efecto Poisson no es significativa. Esto es así debido a la dependencia de las propiedades del material con la frecuencia.

#### ***MÉTODOS APLICABLES A LA CORRECCIÓN DE LA ATENUACIÓN Y DE LA DISPERSIÓN DE ONDAS EN ENSAYOS EN SHPB***

Se han desarrollado diferentes métodos para corregir el efecto de la dispersión y atenuación de ondas en los resultados obtenidos mediante ensayos en barra Hopkinson. ZHAO Y GARY [1995] generalizan la ecuación de frecuencia de POCHHAMMER-CHREE al caso de barras cilíndricas viscoelásticas. ZHAO ET AL. [1997] desarrollan un detallado análisis de los problemas asociados al uso de barras viscoelásticas en los ensayos de materiales con baja impedancia; plantean un método para el cálculo de la tensión y la velocidad de las partículas basado en el método de separación de ondas de ZHAO y GARY [1997] y ofrecen recomendaciones sobre las dimensiones óptimas del percutor viscoelástico. BACON [1998] describe un método experimental para considerar la dispersión y la atenuación en barras viscoelásticas, que **tiene en cuenta los efectos geométricos debidos a la inercia radial** y que se basa en la medición de las ondas incidente y reflejada en un ensayo con una sola barra. **Este es el método que se ha utilizado en esta tesis.** CHENG ET AL. [1998] plantean un método basado en el análisis espectral para corregir la dispersión y la atenuación. BACON [1999] desarrolla un método de medida en dos puntos, basado en el procedimiento propuesto por ZHAO Y GARY [1997] con el que tiene en cuenta la atenuación y dispersión viscoelásticas. BUSSAC ET AL. [2002] han desarrollado un método para la medición de la fuerza y el desplazamiento en las caras de la probeta

en un ensayo en SHPB y que toma en consideración la dispersión de las ondas. BENATAR ET AL. [2003] han simplificado la ecuación de frecuencia de POCHHAMMER-CHREE para materiales de bajo e intermedio comportamiento viscoelástico y han propuesto correcciones tanto de la velocidad de fase como de la atenuación, fundamentadas en la dispersión geométrica.

### BASE TEÓRICA

Considérese un impacto axial en una barra cilíndrica, recta, delgada y hecha de material viscoelástico, con sección transversal y densidad  $A_b$  y  $\rho$ , respectivamente. Si la longitud de onda más reducida de la señal incidente es mucho mayor que las dimensiones laterales de la barra, el movimiento lateral se puede despreciar. Entonces, la tensión normal  $\sigma(x,t)$  y la deformación longitudinal  $\varepsilon(x,t)$  se pueden relacionar con el desplazamiento axial  $u(x,t)$  en el punto  $x$  de la sección transversal y en el tiempo  $t$  mediante la expresión deducida de la relación 3.11:

$$\frac{\partial \sigma(x,t)}{\partial x} = \rho \frac{\partial^2 u(x,t)}{\partial t^2} \quad (3.35)$$

En el dominio de frecuencias:

$$\frac{\partial^2 \tilde{\sigma}(x,\omega)}{\partial x^2} = -\rho \omega^2 \tilde{\varepsilon}(x,\omega) \quad (3.36)$$

donde  $\tilde{\sigma}(x,\omega)$  y  $\tilde{\varepsilon}(x,\omega)$  son las transformadas de Fourier de la tensión y de la deformación, respectivamente, y  $\omega$  la frecuencia angular.

El comportamiento viscoelástico del material se puede expresar haciendo depender de la frecuencia al módulo de elasticidad:

$$\tilde{\sigma}(x,\omega) = E^*(\omega) \tilde{\varepsilon}(x,\omega) \quad (3.37)$$

Definiendo el coeficiente de propagación del material,  $\gamma(\omega)$ , como:

$$\gamma^2(\omega) = -\frac{\rho \omega^2}{E^*(\omega)} \quad (3.38)$$



se obtiene:

$$\left( \frac{\partial}{\partial x^2} - \gamma^2(\omega) \right) \tilde{\mathcal{E}}(x, \omega) = 0 \quad (3.39)$$

ecuación cuya solución general es de la forma:

$$\tilde{\mathcal{E}}(x, \omega) = \tilde{P}(\omega)e^{-\gamma x} + \tilde{N}(\omega)e^{\gamma x} \quad (3.40)$$

donde las funciones  $\tilde{P}(\omega)$  y  $\tilde{N}(\omega)$  son las transformadas de Fourier de la deformación en  $x = 0$ , de las ondas en el sentido creciente y decreciente de las  $x$ , respectivamente.

Conocida la transformada de Fourier de la deformación, se determinan las transformadas de Fourier de la velocidad axial de la onda en el punto  $x$ , y de la fuerza nominal en la sección transversal del punto  $x$ :

$$\tilde{v}(x, \omega) = -\frac{i\omega}{\gamma} [\tilde{P}(\omega)e^{-\gamma x} + \tilde{N}(\omega)e^{\gamma x}] \quad (3.41)$$

$$\tilde{F}(x, \omega) = -\frac{\rho A_b \omega^2}{\gamma^2} [\tilde{P}(\omega)e^{-\gamma x} + \tilde{N}(\omega)e^{\gamma x}] \quad (3.42)$$

El módulo y la fase de las funciones complejas exponenciales  $e^{-\gamma x}$  y  $e^{\gamma x}$  están relacionados con la atenuación y la propagación respectivamente. Así, se puede relacionar el coeficiente de propagación,  $\gamma(\omega)$ , con el coeficiente de atenuación (o de amortiguamiento),  $\alpha(\omega)$ , y con la velocidad de la fase,  $C_f(\omega)$ , mediante:

$$\gamma(\omega) = \alpha(\omega) + i \frac{\omega}{C_f(\omega)} = \alpha(\omega) + ik(\omega) \quad (3.43)$$

El coeficiente de atenuación  $\alpha(\omega)$  es una función par y positiva, y el número de onda  $k(\omega)$  es una función impar. Además, ambas funciones son continuas. En el caso particular de barras de un material elástico lineal, el coeficiente de atenuación es cero y si los efectos geométricos son despreciables, la velocidad de la fase no dependerá de la frecuencia. Entonces, no habrá dispersión en la propagación.

Cuando las longitudes de onda son del mismo orden de magnitud que el diámetro de la barra el efecto geométrico de la inercia radial es un factor que hay que tener en cuenta. En el caso de la propagación axial unidimensional en una barra elástica o viscoelástica con efectos geométricos debidos a la inercia radial, se ha demostrado que la tensión longitudinal, la deformación longitudinal y el desplazamiento axial varían a lo largo de la sección transversal. Si los efectos tridimensionales debidos a la inercia radial no fuesen despreciables, el coeficiente de propagación puede obtenerse numéricamente resolviendo la ecuación de la frecuencia generalizada de POCHHAMMER-CHREE, en la que se han reemplazado las constantes elásticas por constantes complejas dependientes de la frecuencia

$$\frac{2\delta}{r}(\beta^2 - \gamma^2)J_1(\delta r)J_1(\beta r) - (\beta^2 + \gamma^2)J_0(\delta r)J_1(\beta r) + 4\gamma^2\delta\beta J_1(\delta r)J_0(\beta r) = 0 \quad (3.44)$$

donde

$$\delta^2 = \frac{\rho\omega^2}{\lambda^*(\omega) + 2\mu^*(\omega)} + \gamma^2 \quad (3.45)$$

$$\beta^2 = \frac{\rho\omega^2}{\mu^*(\omega)} + \gamma^2 \quad (3.46)$$

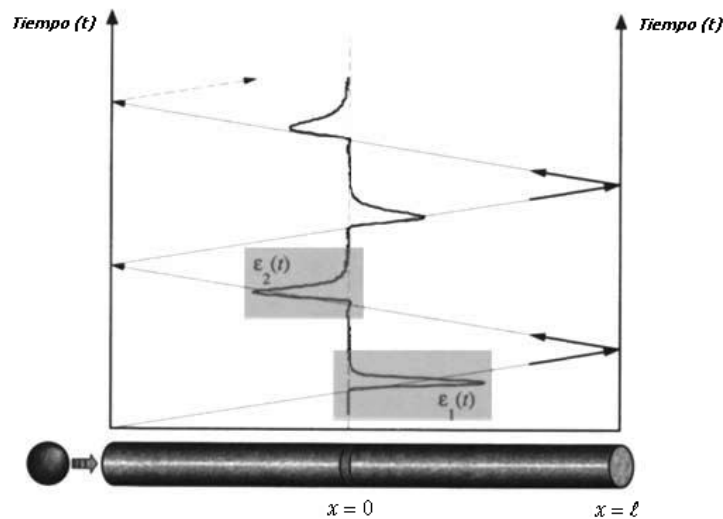
siendo  $\lambda^*(\omega)$  y  $\mu^*(\omega)$  los coeficientes complejos de Lamé.

FOLLANSBEE Y FRANTZ [1983] han mostrado que para las condiciones típicas de un ensayo en la barra de Hopkinson, los valores anteriores varían muy poco a lo largo de la sección transversal, la tensión es prácticamente unidimensional y los datos registrados por las bandas extensométricas son medidas fiables de deformaciones longitudinales a lo largo de la barra. Por lo tanto, el uso de las ecuaciones 3.40, 3.41 y 3.42 no dará lugar a errores importantes. Este resultado ha sido demostrado experimentalmente por ZHAO ET AL. [1997]. Consecuentemente, para simplificar el análisis se considerará que la inercia radial tiene un efecto en la propagación de la onda pero no en la tensión, la deformación y el desplazamiento a lo largo de la sección transversal.

La velocidad de la partícula y la fuerza normal en un punto cualquiera con una determinada sección transversal, pueden ser conocidas si se miden las funciones  $\tilde{P}(\omega)$  y  $\tilde{N}(\omega)$  y el coeficiente de propagación,  $\gamma(\omega)$ , es conocido. Este coeficiente se puede obtener teórica o experimentalmente.

#### **DETERMINACIÓN EXPERIMENTAL DEL COEFICIENTE DE PROPAGACIÓN: MÉTODO DE BACON**

Considérese una barra finita de longitud  $L_b$  que sufre un impacto longitudinal en su extremo izquierdo. En un punto  $x = 0$  se sitúan unas bandas extensométricas y su extremo derecho ( $x = \ell$ ) está libre. El patrón del pulso generado por este impacto se representa esquemáticamente en la figura 3.15.



**Figura 3.15.** Patrón del pulso generado en una barra de longitud finita por un impacto longitudinal en uno de sus extremos [BACON, 1998].

Se asume que se pueden medir por separado en  $x = 0$  la deformación longitudinal debida a la onda incidente  $\varepsilon_1(t)$  y la deformación longitudinal  $\varepsilon_2(t)$  debida a la onda reflejada al rebotar en el extremo libre en  $x = \ell$ .

La determinación de las transformadas de Fourier  $\tilde{\varepsilon}_1$  y  $\tilde{\varepsilon}_2$  se puede realizar si no hay superposición de estas ondas en la zona donde están situadas las bandas extensométricas. Para obtener esta condición, si el material es elástico, la impedancia

mecánica del percutor debe ser igual o menor que la de la barra y su longitud debe ser pequeña comparada con la longitud de la barra. Asumiendo que el percutor y la barra tienen las mismas propiedades mecánicas (módulo de Young y densidad) y la misma sección transversal, la longitud del percutor debe ser más pequeña que la distancia  $\ell$ . Esto, para evitar superposiciones ocasionadas por la dispersión de onda.

De la ecuación 3.40, las transformadas de Fourier de  $\varepsilon_1(t)$  y de  $\varepsilon_2(t)$  serán, respectivamente:

$$\tilde{\varepsilon}_1 = \tilde{P} \text{ y } \tilde{\varepsilon}_2 = \tilde{N} \quad (3.47)$$

donde  $\tilde{P}$  y  $\tilde{N}$  son las transformadas de Fourier de la deformación longitudinal en el punto  $x = 0$  asociado a la primera onda y su reflexión en el extremo libre, respectivamente.

Dado que el extremo derecho de la barra es libre, la fuerza es cero (0) y la ecuación 3.42 conlleva a

$$\tilde{P}(\omega)e^{-\gamma\ell} + \tilde{N}(\omega)e^{\gamma\ell} = 0 \quad , \quad (3.48)$$

con lo cual la función de transferencia,  $H^*(\omega)$ , resulta

$$H^*(\omega) = -\frac{\tilde{\varepsilon}_2(\omega)}{\tilde{\varepsilon}_1(\omega)} = e^{-\gamma 2\ell} \quad (3.49)$$

A partir de esta expresión, se puede determinar el coeficiente de propagación,  $\gamma(\omega)$ , el coeficiente de atenuación,  $\alpha(\omega)$ , se puede obtener fácilmente de la amplitud de la función de transferencia y el número de onda,  $k(\omega)$ , se obtiene de la fase de la función de transferencia.

En la práctica, el método más simple es realizar los cálculos para frecuencias positivas. Después los valores del coeficiente de atenuación  $\alpha(\omega)$  y del número de onda  $k(\omega)$  se deducirán en las frecuencias negativas a partir de sus valores en frecuencias positivas debido a que ambas funciones son impares con  $\alpha(0) = 0$ .

Todo el planteamiento teórico antes mencionado puede utilizarse para corregir la atenuación y dispersión de ondas en barras viscoelásticas como las utilizadas en la caracterización dinámica de espumas metálicas, descrita en el apartado 2.5.4. (capítulo 2) y en exhaustivas revisiones como las realizadas por GAMA *ET AL.* [2004], SONG Y CHEN [2005]. A este respecto es interesante señalar que no todos los investigadores consideran la referida corrección en sus estudios.

### **3.5.3. ENSAYOS DE COMPRESIÓN EN BARRA HOPKINSON**

#### **3.5.3.1. Diseño y preparación de SHPB con barras viscoelásticas**

Para caracterizar dinámicamente la espuma Alporas 10% se ha utilizado una barra Hopkinson fabricada con un material viscoelástico. Aunque el Laboratorio de Caracterización Mecánica, del Departamento de Mecánica de Medios Continuos y Teoría de Estructuras (dentro del cual se ha desarrollado esta tesis), dispone de un equipo para ensayo de compresión en barra Hopkinson, éste tiene barras y percutores de acero, que como se ha indicado en diferentes apartados a lo largo de este documento no pueden emplearse para el ensayo del material en cuestión por tener una alta impedancia mecánica. En vista de esto, se ha diseñado un juego de barras y percutor de un material adecuado para la evaluación dinámica a compresión de la Alporas.

Entre los criterios que se han seguido para el diseño de las barras y percutor a ser utilizados en el ensayo en SHPB de la Alporas 10%, se tienen los siguientes:

- Las barras debían estar fabricadas de un material cuya impedancia mecánica fuera similar a la de la espuma.
- Las barras tendrían un diámetro lo suficientemente grande para que no se produjera pandeo dinámico y para que se pudieran ensayar probetas de espuma con un tamaño suficiente para ser representativas.
- El percutor debía tener una longitud suficiente para garantizar que no hubiese superposición de las ondas incidente y reflejada.

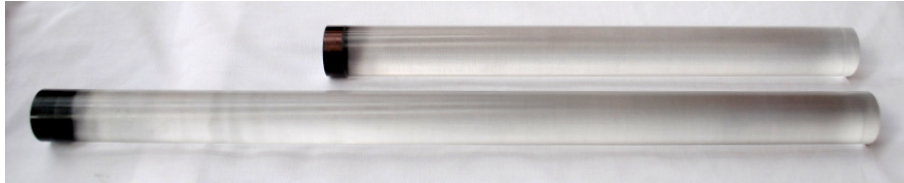
- Se tendrían en cuenta las características y dimensiones del equipo existente en el Laboratorio de Caracterización Mecánica, a fin de adaptar las barras a éste procurando efectuar el mínimo de modificaciones posibles.

Como una primera aproximación en la selección de materiales y dimensiones de las barras y percutor, se desarrolló un modelo numérico del ensayo, mediante el cual se evaluaron tres composiciones distintas de las barras (tres materiales en su constitución) y diferentes tamaños y diámetros relativos de las barras y el percutor. En el capítulo 4 se hace una descripción completa de este modelo y las conclusiones extraídas a través del mismo. Los materiales considerados fueron un acero convencional, nylon y polimetilmetacrilato (PMMA: *Polymethylmethacrylate*). Otros materiales metálicos como el aluminio y el magnesio, que también se han utilizado para el ensayo en SHPB de espumas metálicas (ver apartado 2.5.4), fueron descartados por tener mayor impedancia mecánica y por resultar inapropiados debido a su dilatación o a su elevado costo, respectivamente. Además, en el caso particular del aluminio, se realizó un ensayo de prueba de la Alporas 10% con barras de este material en el laboratorio del Departamento de Ingeniería Mecánica de la Universidad de Coimbra, en Portugal, y se encontró que era inadecuado para su caracterización pues no se obtuvo un registro utilizable de las ondas de deformación.

Los resultados del análisis numérico revelaron que el PMMA era el material más apropiado para constituir las barras, más aún considerando que el nylon tiene una dureza ligeramente inferior y, por tanto, podría rayarse al impactar con las probetas de espuma de aluminio.

Utilizando un polimetilmetacrilato con las propiedades mostradas en el anexo 3 (suministradas por el proveedor del material), se han fabricado dos (2) barras y dos (2) percutores de 32 mm de diámetro. La longitud de ambas barras ha sido de 1 m y la de los percutores ha sido de 330 y 500 mm. En la figura 3.16 se muestran estos dos percutores. Como puede verse en la figura, se ha pintado una franja de color negro

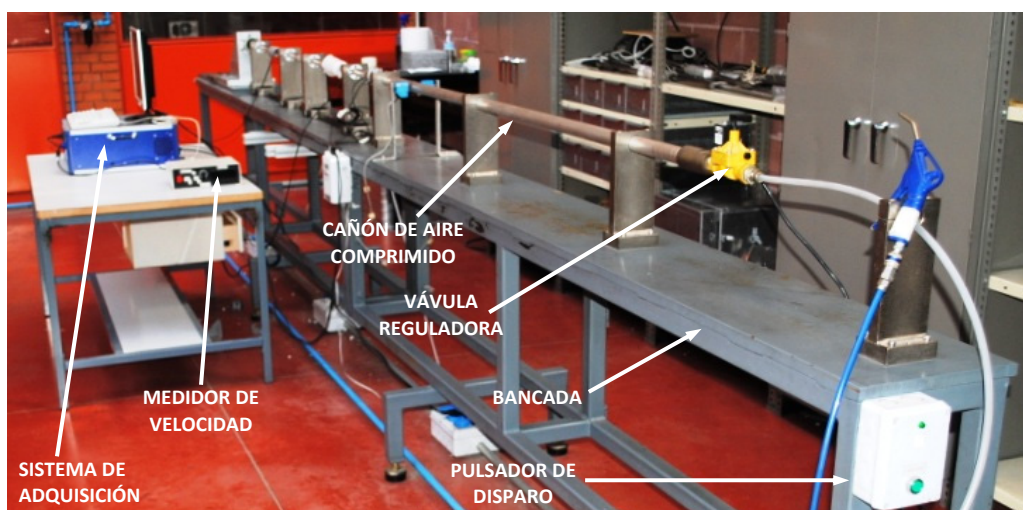
en uno de los extremos de cada percutor para facilitar la medición de la velocidad de impacto de éstos con la barra incidente. La sección en cada extremo de las barras y los percutores es plana y ortogonal a su respectivo eje longitudinal.



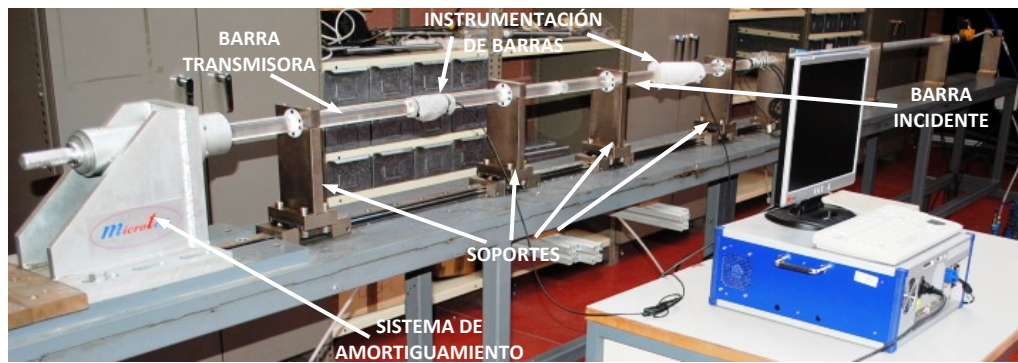
**Figura 3.16.** Percutores fabricados con PMMA para el ensayo en barra Hopkinson de la Alporas 10%.

En el punto medio de cada barra (incidente y transmisora) se adhirieron cuatro bandas extensométricas *VISHAY CEA-06-125UN-350*, conectadas en puente de Wheatstone, para registrar con ellas las ondas incidente, reflejada y transmitida.

Una vez instrumentadas las barras se instalaron éstas y uno de los percutores en la bancada del equipo disponible y se verificó su correcta alineación. Las figuras 3.17 y 3.18 muestran el equipo listo para el ensayo de la espuma metálica. En tales figuras se han identificado los componentes más importantes del dispositivo.

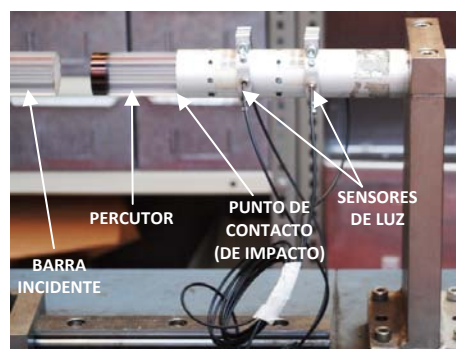


**Figura 3.17.** Equipo para ensayo en barra Hopkinson de compresión dotado de percutor y barras de PMMA (vista lateral derecha).



**Figura 3.18.** Equipo para ensayo en barra Hopkinson de compresión dotado de percutor y barras de PMMA (vista lateral izquierda).

Para medir la velocidad de impacto del percutor con la barra incidente,  $V_{st}$ , se instalaron dos sensores fotoeléctricos (sensores de luz) de fibra óptica justo antes del punto de contacto entre ambos elementos, como se indica en la figura 3.19. La velocidad fue medida a partir del cociente entre la distancia de separación de los sensores y el tiempo que tardaba en pasar por ambos el extremo delantero del percutor (pintado de color negro para tal fin).

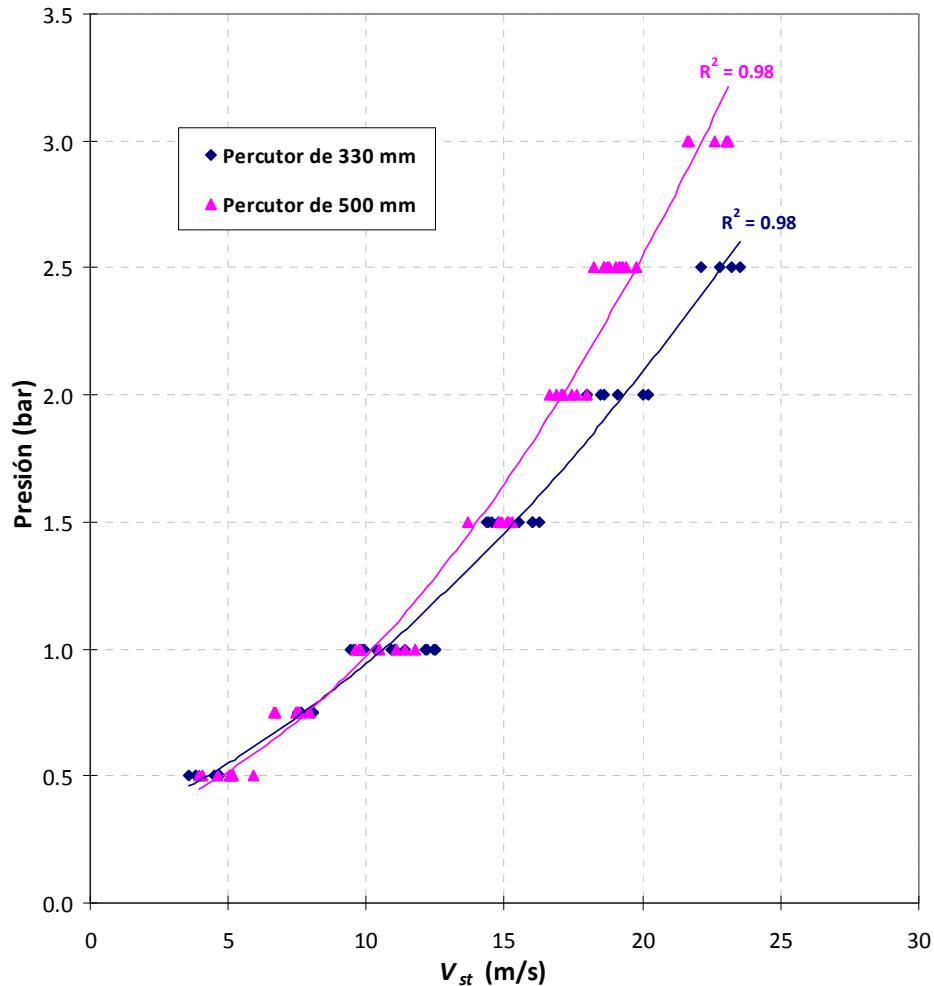


**Figura 3.19.** Detalle de las barras incidente y transmisora de PMMA.

El equipo de la SHPB contaba con suministro de aire comprimido hasta una presión de 8 bar para la aceleración del percutor. Este suministro era regulado por medio de una válvula de apertura eléctrica conectada a un tubo denominado cañón (ver figura 3.17), dentro del cual se encontraba el percutor. La apertura eléctrica de la válvula era accionada mediante un pulsador.



Para completar la preparación previa del equipo se hizo una evaluación de las presiones de trabajo y velocidades alcanzadas con cada percutor. Como resultado de esto se obtuvieron las curvas de ajuste o de calibración mostradas en la figura 3.20.



**Figura 3.20.** Curvas de calibración de percutores de PMMA del equipo de SHPB.

La obtención de las curvas de la figura 3.20, que exhiben una tendencia cuadrática, ha requerido de ensayos en SHPB sin probeta y con un material amortiguador entre las barras incidente y transmisora. Tales ensayos también han llevado a definir como presión máxima de trabajo 2.5 bar, ya que a partir de este valor eventualmente se encontró algún deterioro en la instrumentación (o sistema de extensometría por bandas) de la barra incidente.

### 3.5.3.2. Procedimiento de Ensayo

Utilizando el equipo mostrado en las figuras 3.17 y 3.18 se procedió a efectuar una serie de ensayos de compresión dinámica de probetas cilíndricas de Alporas 10% (figura 3.4), de aproximadamente 26 mm de diámetro e igual longitud.

Cada ensayo se iniciaba verificando la correcta alineación de las barras y percutor, la inexistencia de algún remanente de aire comprimido en el cañón, el apropiado funcionamiento del sistema de medición de velocidad (que era reiniciado o puesto a cero) y de la válvula reguladora, la inhabilitación o apagado del pulsador de disparo y la posición correcta del percutor al comienzo del cañón y de la barra incidente a la salida del mismo. A continuación se ajustaba el suministro de presión al valor de deseado y se sujetaba la probeta entre las barras incidente y transmisora. Las superficies de la probeta en contacto con las barras fueron lubricadas con una delgada capa de lubricante *MOLY-PAUL TP 516*, hecho a base de bisulfuro de molibdeno ( $\text{MoS}_2$ ), para reducir la fricción. Teniendo ya todo dispuesto se ejecutaba el ensayo presionando el pulsador para disparar el percutor contra la barra incidente. Empleando un sistema de adquisición de datos *DEWETRON DEWE-800* dotado del programa computacional *DEWESoft 7*, se efectuaba el registro de las ondas incidente, transmitida y reflejada. El programa contaba con una calibración que permitía obtener las referidas ondas en unidades de deformación. Se realizaron ensayos a velocidades de impacto ( $V_{st}$ ) de entre 10 y 18 m/s y para cada uno de estos se determinó la velocidad de deformación alcanzada y la curva  $\sigma_N$ - $\epsilon_N$  respectiva, siguiendo la formulación teórica descrita en el apartado 3.5.2.3.1.

Con el percutor de 330 mm de longitud se realizaron al menos tres (3) ensayos a cada velocidad de impacto, con la finalidad de estimar la desviación de los resultados y el promedio de éstos, para la obtención final de curvas  $\sigma_N$ - $\epsilon_N$  representativas y fiables. Posteriormente se realizaron aproximadamente el mismo número de ensayos con el percutor de 500 mm, aún a riesgo de encontrar un posible solapamiento entre las ondas incidente y reflejada, para dar mayor validez a los resultados.

Para las ondas incidente, transmitida y reflejada obtenidas en los ensayos en SHPB no se verificó con exactitud el cumplimiento de la relación aditiva:

$$\varepsilon_i = \varepsilon_t + \varepsilon_r , \quad (3.50)$$

por lo que se dedujo un efecto, aparentemente reducido, de la dispersión de ondas desde las bandas extensométricas hasta los contactos barra-probeta, pudiéndose por tanto aceptar que las ondas registradas no coinciden con las que se registrarían en las interfaces barra-probeta, de modo que no se podría asegurar la igualdad de las fuerzas

$$F_i(t) = A_b \cdot E \cdot [\varepsilon_i(t) + \varepsilon_r(t)] \quad (3.51)$$

$$F_t(t) = A_b \cdot E \cdot \varepsilon_t(t) \quad (3.52)$$

correspondientes a las barras incidente y transmisora, respectivamente, ni por ende el equilibrio dinámico en la probeta. Es por esto que se ha evaluado el efecto de la dispersión y atenuación causadas por las propiedades viscoelásticas del PMMA y se ha procurado su corrección usando el método propuesto por BACON, descrito en el apartado 3.5.2.3.4.

### 3.5.3.3. Determinación de Módulo de Young del PMMA

La estimación de las curvas  $\sigma_N$ - $\varepsilon_N$  por medio de la formulación teórica (apartado 3.5.2.3.1) requiere del conocimiento del módulo de elasticidad o módulo de Young del PMMA. Si bien es cierto que el valor de esta propiedad es suministrado por el proveedor de este material (anexo 3), también es cierto que dicho valor ha sido obtenido mediante tracción cuasiestática y existen diversos autores que señalan que en el PMMA esta propiedad es dependiente de la frecuencia y, por ende, de la velocidad de deformación [FERRY, 1961; ARNOLD Y GUENTHER, 1966; ASAY Y GUENTHER, 1967; BENATAR *ET AL.*, 2003; SEGRET *ET AL.*, 2004]. Algunos de estos autores sugieren el uso de la técnica de ultrasonido para la medición de esta propiedad a alta frecuencia, por ser un método no destructivo. Por ello se ha efectuado la medición del módulo de Young del PMMA mediante esta técnica y se ha comparado el resultado obtenido con una estimación de esta propiedad a partir de la medición del tiempo que dura un pulso producido por impacto en barra Hopkinson.

### 3.5.3.3.1. Medición por Ultrasonido

En medios homogéneos (como es el caso del PMMA), la velocidad de propagación de una onda ultrasónica longitudinal está dada por la expresión:

$$V_{uw} = \sqrt{\frac{E}{\rho} \cdot \frac{1-\nu}{(1+\nu) \cdot (1-2\nu)}} \quad (3.53)$$

de modo que, conociendo dicha velocidad ( $V_{uw}$ ) y la densidad del material ( $\rho$ ) es posible estimar su módulo de Young,  $E$ , según:

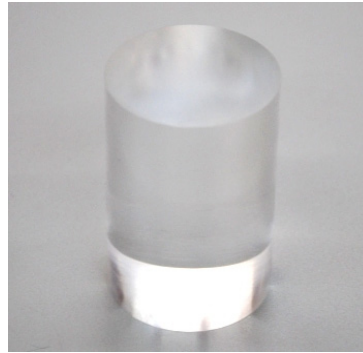
$$E = \frac{V_{uw}^2 \cdot \rho \cdot (1+\nu) \cdot (1-2\nu)}{(1-\nu)} \quad (3.54)$$

Justamente en ello consiste el uso de la técnica de ultrasonido para dicho propósito.

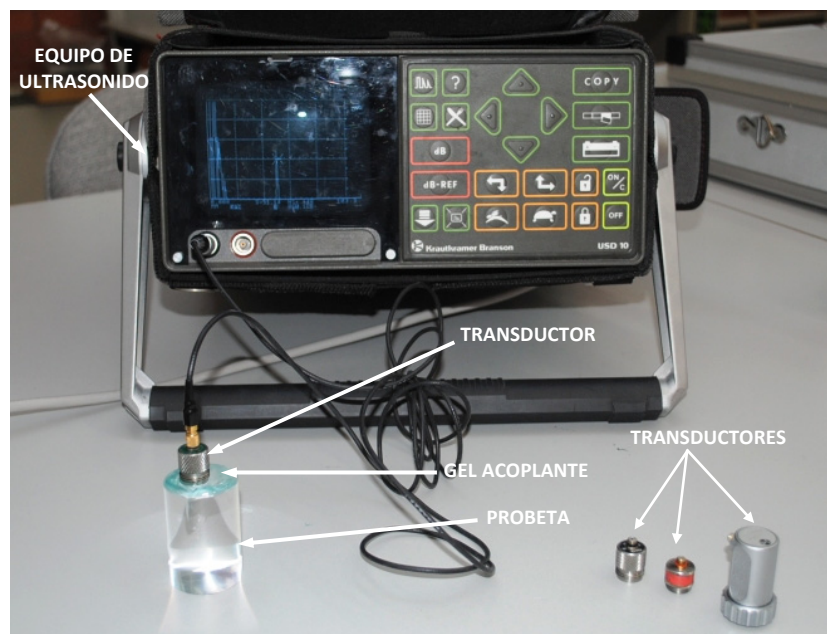
La velocidad ultrasónica longitudinal  $V_{uw}$  no se mide de manera directa con la técnica de ultrasonido, pues ésta sólo permite medir el tiempo que tarda la onda ultrasónica en recorrer una determinada distancia, denominado tiempo de vuelo (TOF: *Time-of-Flight*); la velocidad viene a ser entonces el cociente entre tal distancia y el TOF medido. A su vez, la distancia de recorrido de la onda se corresponde con una dimensión conocida de la muestra examinada (como por ejemplo, su espesor).

Utilizando un equipo de ultrasonido *Krautkramer USD 10*, se ha medido el valor del TOF en una probeta cilíndrica de PMMA de aproximadamente 35 mm de diámetro y 52 mm de longitud (figura 3.21), usando el método pulso-eco de contacto. Este método consiste en la utilización de transductores de tipo dual (emisor-receptor) que actúan como emisor y receptor de la señal ultrasónica.

Las mediciones en la probeta de la figura 3.21 se han realizado aplicando sobre el transductor una presión constante, de forma tal de mantener una capa uniforme de gel acoplante entre ambos, que garantice la reducción de interferencia debida al acabado superficial de la probeta y mejore la capacidad de transmisión de la onda, como puede verse en la figura 3.22, que muestra el montaje utilizado.



**Figura 3.21.** Probeta cilíndrica de PMMA para medición de su Módulo de Young ( $E$ ) por ultrasonido.



**Figura 3.22.** Montaje utilizado para la medición del Módulo de Young ( $E$ ) del PMMA por ultrasonido.

Se han efectuado mediciones con cinco (5) transductores distintos, con diámetros de 0.25", 0.375" y 0.5" y frecuencias centrales de 1, 5 y 10 MHz. El uso de transductores con diferente diámetro se ha debido a que éste parámetro define la potencia de la señal y la divergencia del haz ultrasónico dentro de la muestra, por lo que eventualmente podría generar señales distorsionantes de ruido de fondo, ocasionadas a su vez por la existencia de múltiples reflexiones debidas a la geometría cilíndrica de la probeta; de modo que, al contar con distintos diámetros se tiene una

mayor probabilidad de precisión en las mediciones. En la figura 3.23 se muestran cuatro (4) de los transductores empleados.



**Figura 3.23.** Transductores utilizados para la medición del Módulo de Young ( $E$ ) del PMMA por Ultrasonido. Diámetro y frecuencia, respectivamente: a) 0.25", 5 MHz; b) 0.375", 5 Mhz; c) 0.375", 1.5 Mhz; d) 0.5", 5 Mhz.

En la tabla 3.4 se presentan los resultados de las mediciones de TOF realizadas con los cinco transductores, identificado cada uno de estos con su diámetro y frecuencia central, y los correspondientes valores de velocidad ultrasónica longitudinal  $V_{uw}$ . La tabla también incluye el promedio de los valores de  $V_{uw}$  obtenidos y su desviación estándar, que no ha sido superior a un 1%.

La similitud que tienen los valores encontrados para la velocidad ultrasónica longitudinal a tres frecuencias distintas, es indicativa del comportamiento elástico del PMMA, ya que demuestra la inexistencia de divergencias en la medición velocidad y, por tanto, su independencia de la frecuencia de inspección, lo cual es característico de los materiales homogéneos con el tipo de comportamiento señalado.

El valor medio obtenido para la velocidad ultrasónica longitudinal  $V_{uw}$  coincide con los valores encontrados por Afifi [2003] para el mismo material (PMMA) y empleando el mismo método de ensayo ultrasónico. Así pues, se ha considerado que el PMMA tiene el mismo coeficiente de Poisson que el reportado en el referido estudio, que ha sido de  $\nu = 0.34$ .

**Tabla 3.4.** Resultados de las mediciones de TOF realizadas por ultrasonido en la probeta cilíndrica de PMMA y valores correspondientes de  $V_{uw}$  estimados.

Transductor		TOF ( $\mu$ s)	$V_{uw}$ (m/s)
Frecuencia (MHz)	Diámetro (pulg)		
1.5	0.375	38.74	2664
5	0.25	37.99	2717
5	0.375	37.99	2717
5	0.5	37.99	2717
10	0.375	37.61	2744
Promedio			2712
Desviación Estándar			29

Considerando que la densidad del PMMA es  $\rho = 1190 \text{ kg/m}^3$  [WANG ET AL., 1994], valor que ha sido corroborado luego de medir la masa de la probeta cilíndrica y dividirla entre su volumen, se puede estimar el módulo de Young con la expresión 3.51, como sigue:

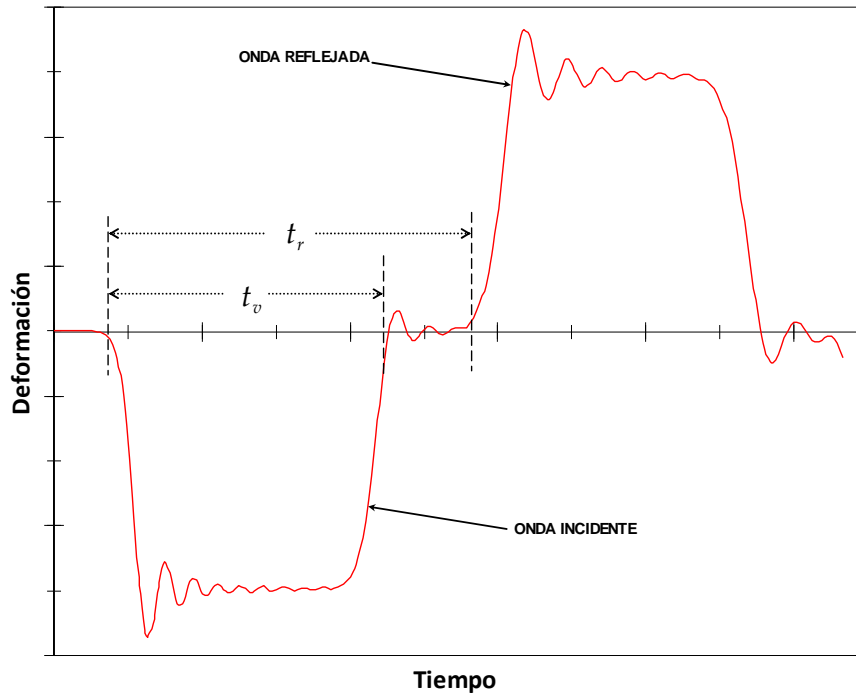
$$E = \frac{(2712)^2 \cdot 1190 \cdot (1 + 0.34) \cdot [1 - (2 \cdot 0.34)]}{(1 - 0.34)} \Rightarrow E = 5.7 \text{ GPa}$$

Este valor del módulo de Young, también tiene mucha similitud con el hallado por AFIFI [2003] y, por el contrario, no se asemeja al medido en tracción cuasiestática (indicado por el proveedor del material), que es de 3 GPa.

### 3.5.3.3.2. Medición a partir de pulsos generados en SHPB

Aprovechando los pulsos registrados durante los ensayos, se ha efectuado una estimación del módulo de Young,  $E$ , de manera alternativa. El procedimiento ha consistido en la estimación de esta propiedad usando la expresión 3.31 luego de calcular la velocidad de las ondas elásticas longitudinales,  $C$ , a partir de mediciones en la barra incidente.

Se han realizado dos mediciones de tiempo en los pulsos registrados por la barra incidente para el cálculo de  $C$ : la duración de la onda incidente,  $t_v$ , y el tiempo que tarda la onda reflejada en ser registrada,  $t_r$ . La figura 3.24 presenta de forma esquemática estos dos valores.



**Figura 3.24.** Esquema de mediciones de tiempo efectuadas en la barra incidente para la estimación del Módulo de Young ( $E$ ) del PMMA.

Del análisis de ondas registradas en varios ensayos con el percutor de 330 mm, se obtuvieron los siguientes valores medios:

$$t_v = 302 \mu\text{s} \text{ y } t_r = 460 \mu\text{s}$$

De la expresión 3.14 se deduce que:

$$C = 2 \frac{L_{st}}{t_v} \quad (3.55)$$

en donde se introducen los valores de  $t_v$  y de la longitud del percutor,  $L_{st}$ , para encontrar que  $C = 2185 \text{ m/s}$ .



Por otra parte, también se puede obtener  $C$ , como el cociente de la distancia que recorre la onda hasta registrarse su reflexión entre el tiempo que transcurre durante ello,  $t_r$ . La distancia en cuestión se corresponde con la longitud de la barra incidente (la onda viaja desde las bandas, ubicas a la mitad de la longitud, hasta el extremo y luego regresa al punto de ubicación de las bandas), que es de 1 m. El cociente resultante es tal que  $C = 2174 \text{ m/s}$ .

En vista de que para los dos valores obtenidos de  $C$  la desviación es muy pequeña, se puede considerar como resultado un valor medio de  $2180 \text{ m/s}$ .

A partir de la expresión 3.31 se tiene que:

$$E = C^2 \cdot \rho \quad (3.56)$$

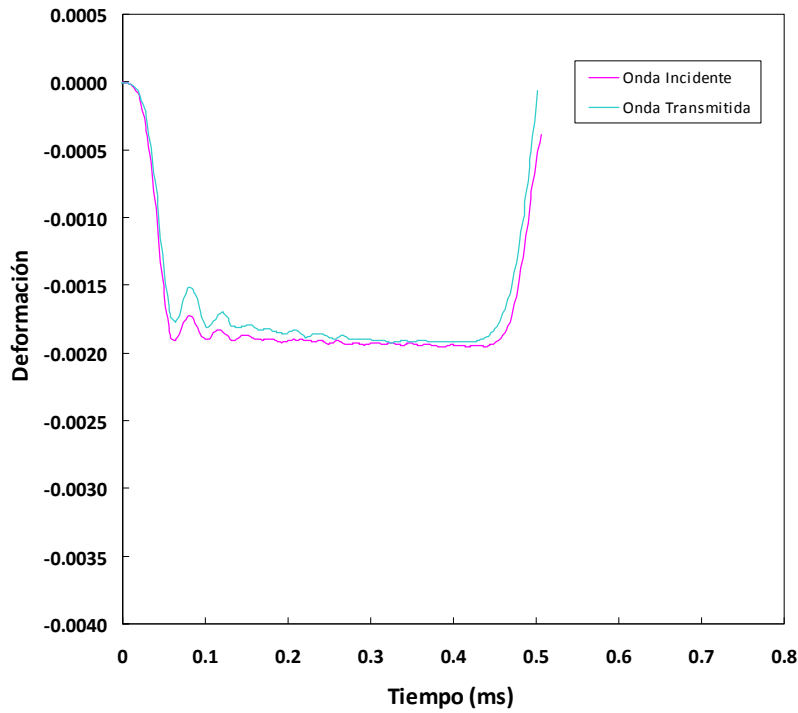
y conociendo la densidad del PMMA ( $1190 \text{ kg/m}^3$ ), el módulo de Young viene a ser:

$$E = (2180)^2 \cdot 1190 \Rightarrow E = 5.7 \text{ GPa}$$

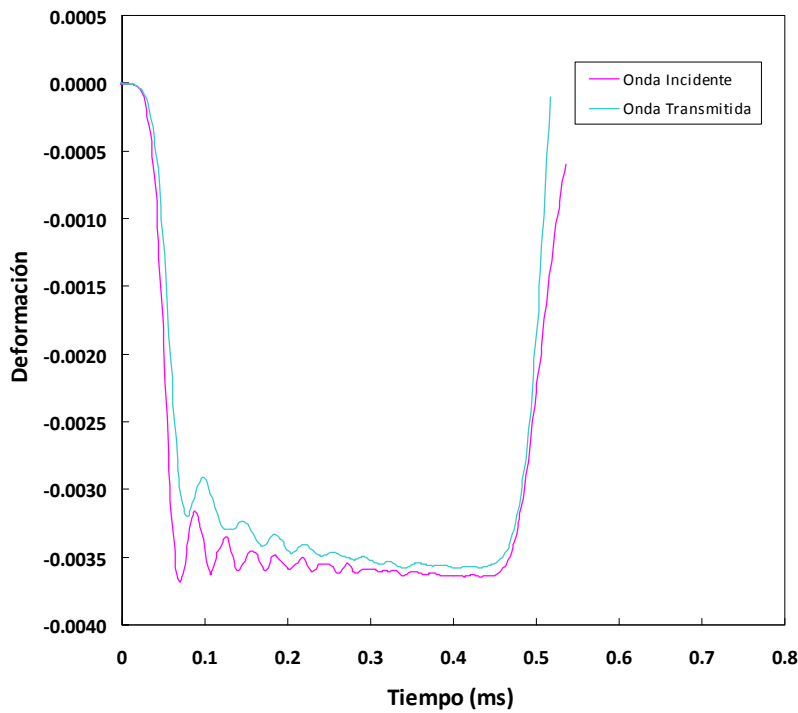
Este último resultado ratifica el valor del módulo de Young determinado mediante la técnica de ultrasonido.

#### 3.5.3.4. Estimación experimental de la dispersión y atenuación

Para hacer una evaluación preliminar de la posible dispersión y atenuación ocasionada en los ensayos en SHPB por las características viscoelásticas del PMMA, se han efectuado una serie de ensayos sin probeta, de manera tal que ocurriera el impacto directo entre las barras, ya que con los resultados se podían comparar las ondas incidente y transmitida, que en un material no dispersivo serían muy similares (en forma y amplitud). Este tipo de ensayo se ha realizado en estudios previos para estimar la influencia de los fenómenos de dispersión y atenuación en barras viscoelásticas [DESHPANDE Y FLECK, 2000B; KIERNAN ET AL., 2009]. Los ensayos se llevaron a cabo usando el percutor de 500 mm, para tres (3) valores de presión y, por consiguiente, de velocidad de impacto ( $V_{st}$ ). En las figuras 3.25 y 3.26 se comparan las ondas incidente y transmitida obtenidas para dos de los ensayos en vacío en SHPB.



**Figura 3.25.** Comparación entre las ondas incidente y transmitida obtenidas en un ensayo sin probeta en SHPB a una velocidad de impacto  $V_{st} = 8$  m/s.



**Figura 3.26.** Comparación entre las ondas incidente y transmitida obtenidas en un ensayo sin probeta en SHPB a una velocidad de impacto  $V_{st} = 12$  m/s.

Tanto en la figura 3.25 como en la 3.26 se observa que las oscilaciones de las ondas incidente y transmitida evidencian una dispersión aparentemente moderada. En cuanto a la amplitud, la onda transmitida es más reducida que la incidente, demostrando que existe algo de atenuación. Haciendo una integración de los pulsos obtenidos en cada ensayo y comparándolos entre sí, se ha encontrado que en todos los casos la atenuación es de aproximadamente un 5%. Este valor poco significativo y la moderada dispersión observada hacen que no sea imperioso realizar una corrección de las ondas registradas durante los ensayos en SHPB, más aún teniendo en cuenta que la aplicación de cualquier método analítico para ello debe ser suficientemente precisa como para poder corregir el reducido margen de diferencia que existe. No obstante, en el apartado siguiente se ha desarrollado el método de BACON [1998] descrito anteriormente en este capítulo para la corrección de la dispersión y atenuación viscoelástica producida por las barras de PMMA.

### 3.5.3.5. Corrección de la dispersión y atenuación

#### 3.5.3.5.1. Obtención del coeficiente de propagación

La aplicación del método propuesto por BACON [1998], requiere de ensayos cuyas condiciones se asemejen a las del esquema de la figura 3.15. Por esto se han realizado ensayos en vacío en SHPB, es decir, únicamente impactando el percutor contra la barra incidente (sin impacto de ésta con la barra transmisora o alguna probeta), para generar un único pulso que se desplazara y se reflejara a través de ésta. Estos ensayos se realizaron con el percutor de 330 mm a dos valores de presión de 1 y 1.5 bar y en ellos se ha hecho el registro de la señal en la barra incidente, que incluye las ondas incidente y reflejada, como puede verse en las figuras 3.27 y 3.28.

Empleando el programa computacional *MathWorks MATLAB* se ha desarrollado un algoritmo para el cálculo del coeficiente de propagación  $\gamma(\omega)$  y de sus componentes, utilizando las expresiones pertinentes del apartado 3.5.2.3.4 de este capítulo. Así pues, se han obtenido el coeficiente de atenuación  $\alpha(\omega)$  y el número de onda  $k(\omega)$ .

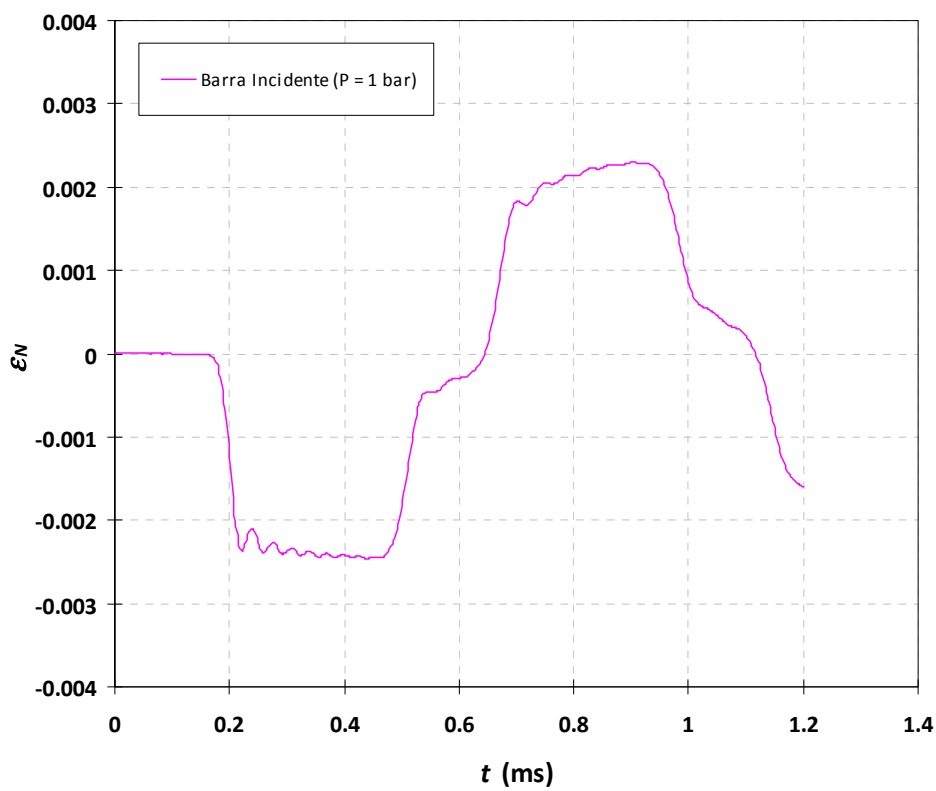


Figura 3.27. Señal registrada en ensayo en vacío en SHPB a una presión de 1 bar.

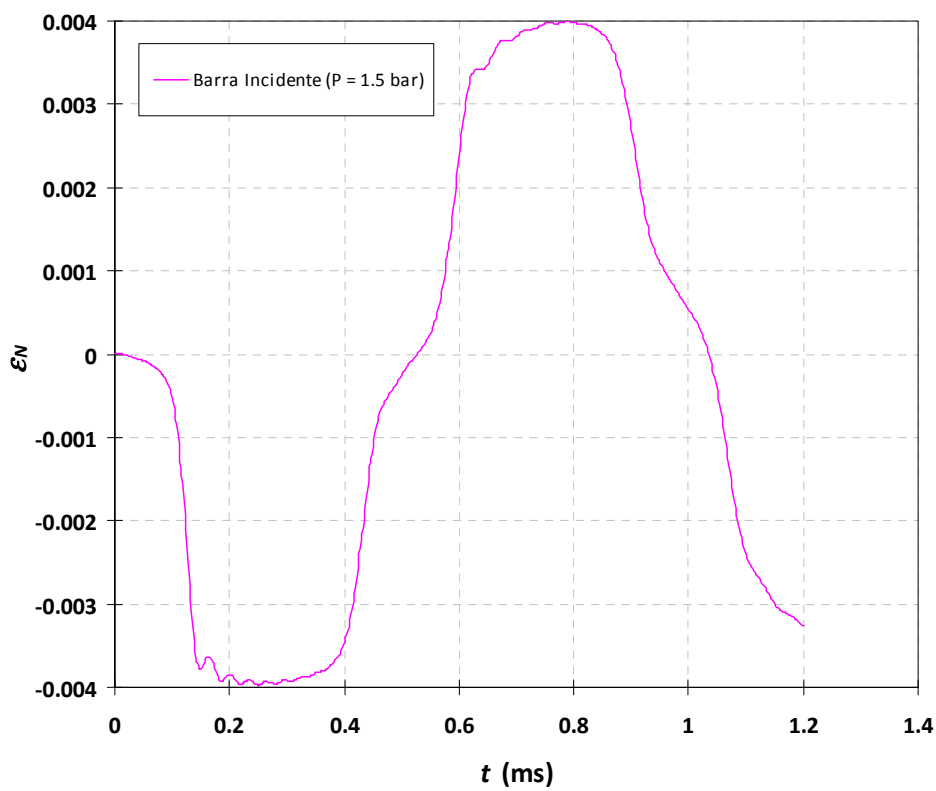
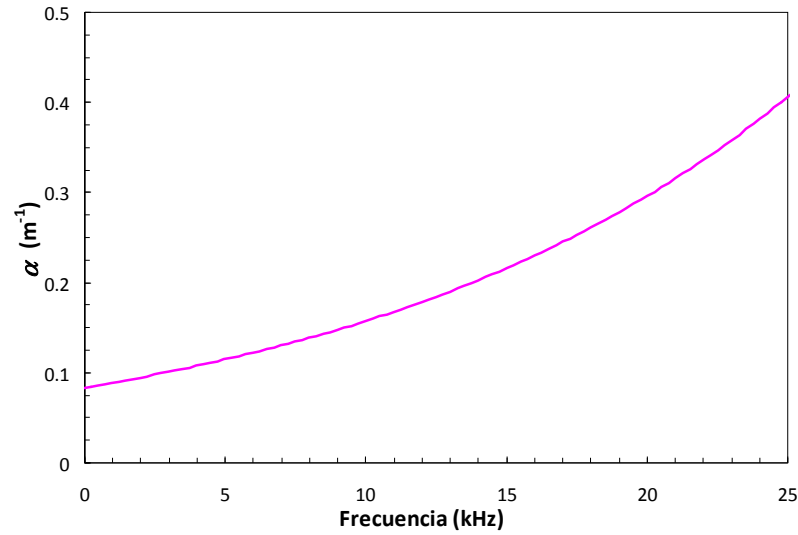
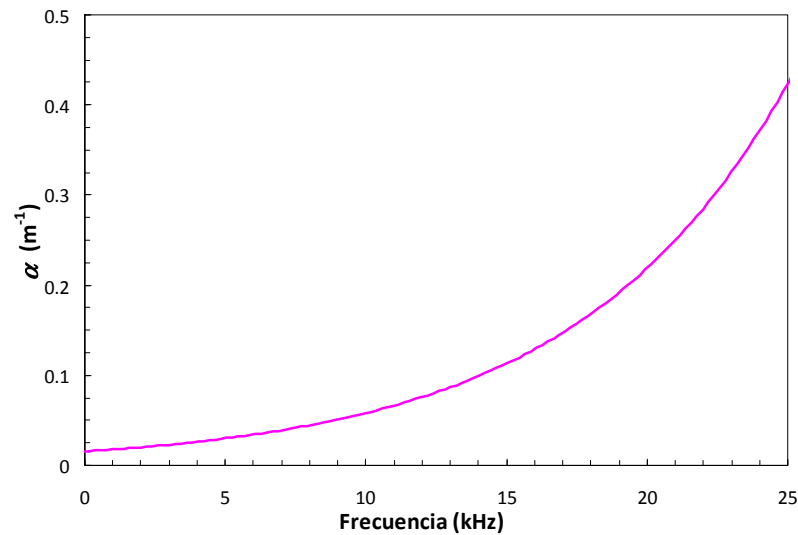


Figura 3.28. Señal registrada en ensayo en vacío en SHPB a una presión de 1.5 bar.

Las figuras 3.29 y 3.30 presentan el coeficiente de atenuación  $\alpha(\omega)$  obtenido para los ensayos en vacío a 1 y 1.5 bar, respectivamente, con el percutor de 330 mm.



**Figura 3.29.** Coeficiente de atenuación  $\alpha(\omega)$  obtenido para ensayo en vacío en SHPB a una presión de 1 bar.



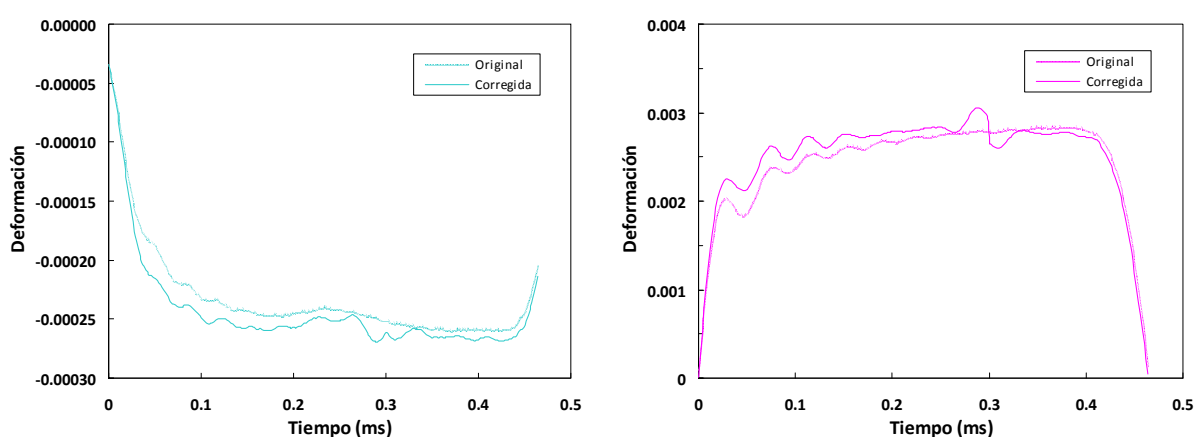
**Figura 3.30.** Coeficiente de atenuación  $\alpha(\omega)$  obtenido para ensayo en vacío en SHPB a una presión de 1.5 bar.

Se puede notar en las figuras 3.29 y 3.30 que el coeficiente de atenuación tiene un intervalo y tendencia que concuerda con los resultados obtenidos previamente por

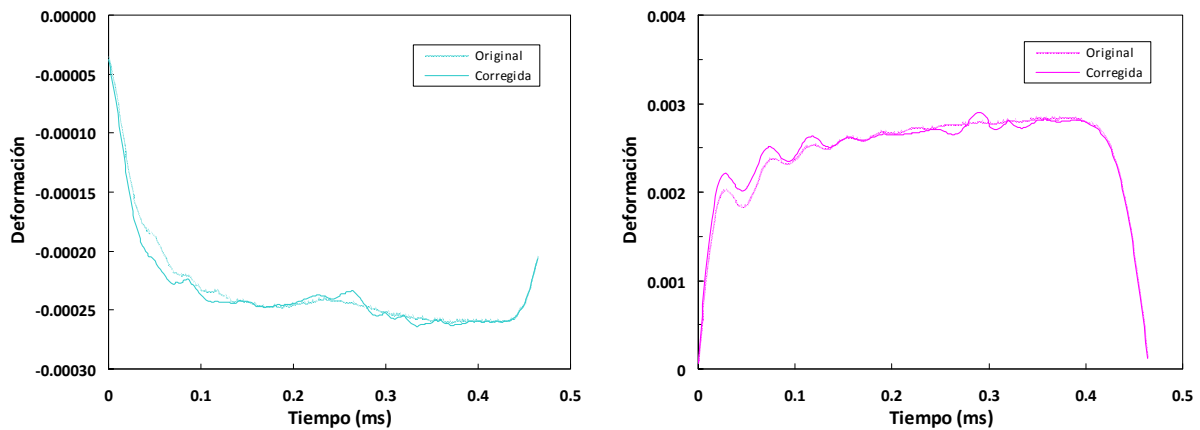
BACON [1998] para este parámetro.

### 3.5.3.5.2. Corrección de las ondas

El cálculo de las componentes del coeficiente de propagación  $\gamma(\omega)$  ha servido para la obtención de éste y, por consiguiente, para la corrección de las ondas reflejada y transmitida de un ensayo de Alporas 10% en SHPB mediante la función de transferencia  $e^{-\gamma^2 \ell}$ . Esta corrección, que ha consistido en determinar la transformada de Fourier de la onda a corregir, multiplicarla por la función de transferencia y la posterior aplicación de transformada inversa de Fourier al producto, se ha llevado a cabo utilizando la herramienta desarrollada en el software *MATLAB* y aprovechando el algoritmo FFT incluido en el mismo. En términos prácticos, con la corrección se han trasladado las ondas reflejada y transmitida desde el punto donde son registradas en las bandas extensométricas de la barra respectiva hasta el punto de contacto entre la barra incidente y la probeta (donde se divide la onda incidente). En las figuras 3.31 y 3.32 se muestran las ondas transmitida y reflejada registradas en el ensayo de una probeta cilíndrica de Alporas 10% en SHPB a  $500 \text{ s}^{-1}$  (ondas sin corregir) y la corrección de ambas con los coeficientes de propagación  $\gamma(\omega)$  obtenidos en ensayos en vacío a 1 y 1.5 bar, respectivamente.



**Figura 3.31.** Ondas transmitida (izq) y reflejada (der) registradas en un ensayo de Alporas 10% a  $500 \text{ s}^{-1}$  y su corrección con el coeficiente de propagación  $\gamma(\omega)$  obtenido en vacío a la presión de 1 bar.

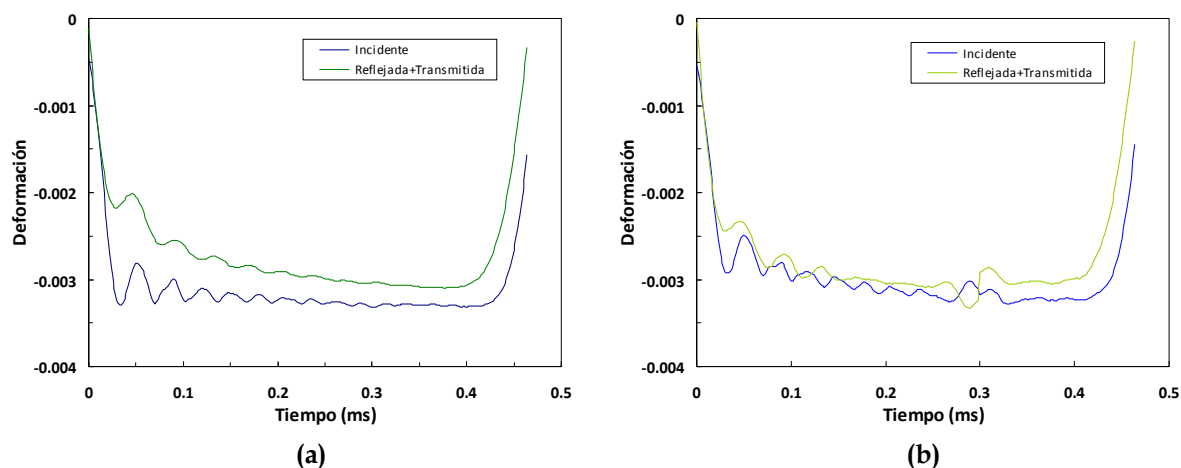


**Figura 3.32.** Ondas transmitida (izq) y reflejada (der) registradas en un ensayo de Alporas 10% a  $500 \text{ s}^{-1}$  y su corrección con el coeficiente de propagación  $\gamma(\omega)$  obtenido en vacío a la presión de 1.5 bar.

De las figuras 3.31 y 3.32 se puede inferir que:

- Tanto para la onda transmitida como para la reflejada, la corrección efectuada implica un ligero incremento de su amplitud.
- Dentro del intervalo de presión considerado, el coeficiente de propagación,  $\gamma(\omega)$ , es independiente de la velocidad de deformación alcanzada en el ensayo realizado para obtenerlo.

El equilibrio dinámico de la probeta en el ensayo en SHPB exige que los valores de las fuerzas en las intercaras barra incidente-probeta (ec. 3.51) y probeta-barra transmisora (ec. 3.52) sean iguales. Para constatar esta igualdad, en primer lugar se ha comparado la suma de las ondas transmitida y reflejada con la onda incidente, tal como han sido registradas las tres (esto es, sin corregir). Posteriormente se ha implementado el procedimiento de corrección para trasladar las ondas registradas hasta el respectivo contacto barra-probeta y se ha vuelto a hacer la comparación indicada. Estas comparaciones de las ondas corregidas y sin corregir obtenidas en el ensayo de una probeta cilíndrica de Alporas 10% a  $500 \text{ s}^{-1}$ , se pueden apreciar en la figura 3.33. En esta figura es evidente la eficacia del procedimiento de corrección de las ondas registradas en el ensayo de la espuma, ya que luego de su aplicación se reduce la diferencia entre la onda incidente y la suma de las transmitida y reflejada.



**Figura 3.33.** Comparación en entre la onda incidente y la suma de las ondas reflejada y transmitida para la Alporas 10%: a) sin corregir, b) corregidas con el coeficiente de propagación  $\gamma(\omega)$  obtenido a la presión de 1 bar.

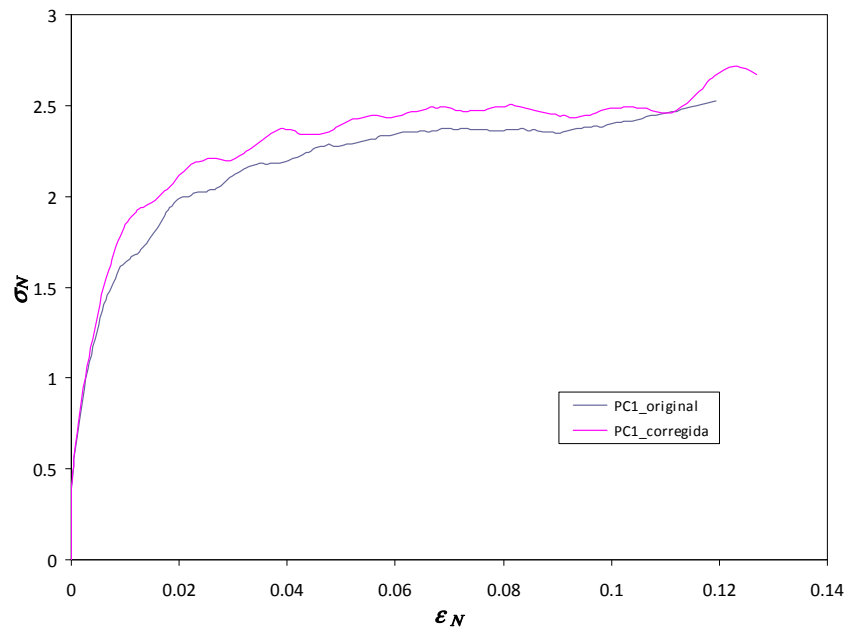
### 3.5.3.5.3. Obtención de Curvas $\sigma_N$ - $\epsilon_N$ corregidas

Procesando las ondas transmitida y reflejada con las correcciones realizadas se han obtenido las curvas dinámicas tensión nominal-deformación nominal ( $\sigma_N$ - $\epsilon_N$ ) de una probeta de Alporas 10% mostradas en las figuras 3.34 y 3.35, en las cuales además se comparan éstas con la curva  $\sigma_N$ - $\epsilon_N$  obtenida a partir de las ondas sin corrección.

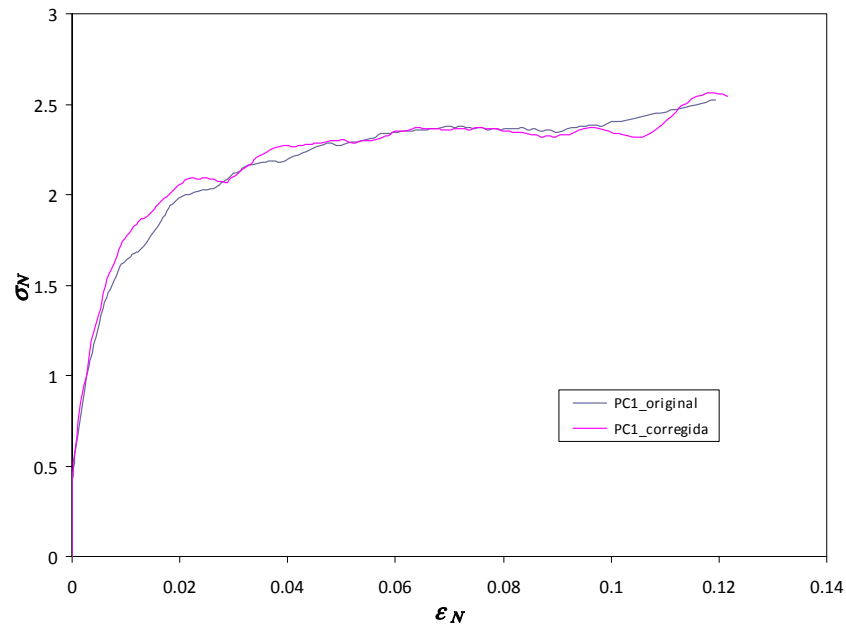
En las figuras 3.34 y 3.35 se observa que la corrección de las ondas implica un ligero incremento de la tensión en la curva  $\sigma_N$ - $\epsilon_N$  y que aparece una pequeña oscilación parcialmente superpuesta, posiblemente debida a la definición numérica del período de las ondas y del instante en el que éstas se inician. A este respecto, LIFSHITZ Y LEBER [1994] han reportado dificultad en la determinación del inicio del pulso y de la velocidad de onda a partir de registros efectuados en los ensayos. Además, han demostrado que la curva dinámica  $\sigma_N$ - $\epsilon_N$  es muy sensible a pequeñas desviaciones en ambos parámetros. Esta sensibilidad se ha podido constatar en el análisis realizado.

A efectos prácticos, la influencia de la dispersión y atenuación viscoelásticas en este estudio se ha considerado poco significativa en la obtención de las curvas dinámicas  $\sigma_N$ - $\epsilon_N$  que se presentan a continuación en el apartado de resultados.





**Figura 3.34.** Curvas  $\sigma_N$ - $\epsilon_N$  obtenidas para una probeta cilíndrica (PC) de Alporas 10% a 500 s<sup>-1</sup>, usando la onda original (sin corregir) y la corregida con el coeficiente de propagación  $\gamma(\omega)$  obtenido a 1 bar.



**Figura 3.35.** Curvas  $\sigma_N$ - $\epsilon_N$  obtenidas para una probeta cilíndrica (PC) de Alporas 10% a 500 s<sup>-1</sup>, usando la onda original (sin corregir) y la corregida con el coeficiente de propagación  $\gamma(\omega)$  obtenido a 1.5 bar.

### 3.5.4. RESULTADOS Y DISCUSIÓN

Pese a la heterogeneidad de la estructura de la espuma, un examen visual de las probetas cilíndricas de Alporas ensayadas en SHPB reveló un campo de deformación sensiblemente uniforme, como puede verse en la figura 3.36, en la que se compara una de éstas probetas de la espuma con otra del mismo tipo que no ha sido sometida al citado ensayo (sin ensayar).



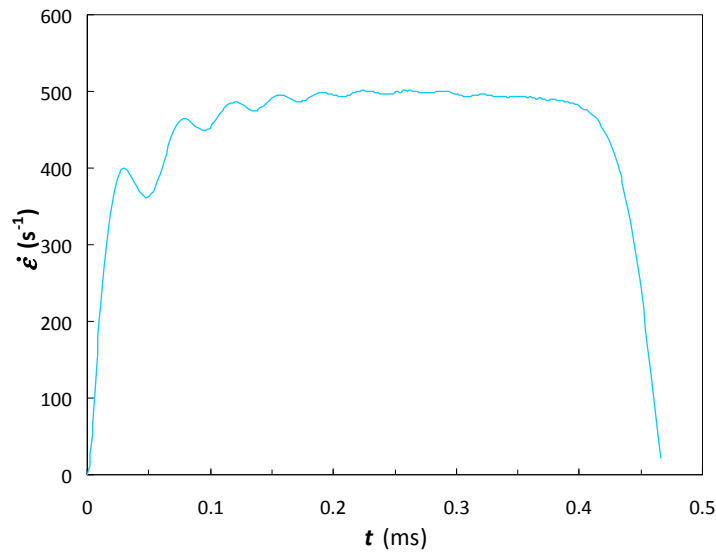
**Figura 3.36.** Comparación entre dos probetas cilíndricas de Alporas 10%: después de haber sido ensayada en SHPB (izq) y sin ensayar (der).

Se han estimado velocidades de deformación ( $\dot{\epsilon}$ ) en el intervalo de 400 a 900 s<sup>-1</sup> para las velocidades de impacto  $V_{st}$  alcanzadas durante los ensayos (10-18 m/s). La estimación de  $\dot{\epsilon}$  se ha realizado haciendo una media entre los valores obtenidos para ésta por dos vías: a) determinando el máximo de la curva de velocidad de deformación ( $\dot{\epsilon}$ ) en función del tiempo ( $t$ ), o curva  $\dot{\epsilon}-t$ , y b) hallando la pendiente de la curva de evolución de la deformación verdadera ( $\epsilon$ ) con el tiempo ( $t$ ), o curva  $\epsilon-t$ . Para el trazado de la curva  $\dot{\epsilon}-t$  primero se ha calculado la velocidad de deformación nominal,  $\dot{\epsilon}_N$ , a través de la expresión 3.16 y luego se ha estimado la velocidad de deformación verdadera,  $\dot{\epsilon}$ , por medio de:

$$\dot{\epsilon} = \frac{\dot{\epsilon}_N}{(1 + \epsilon_N)} , \quad (3.57)$$

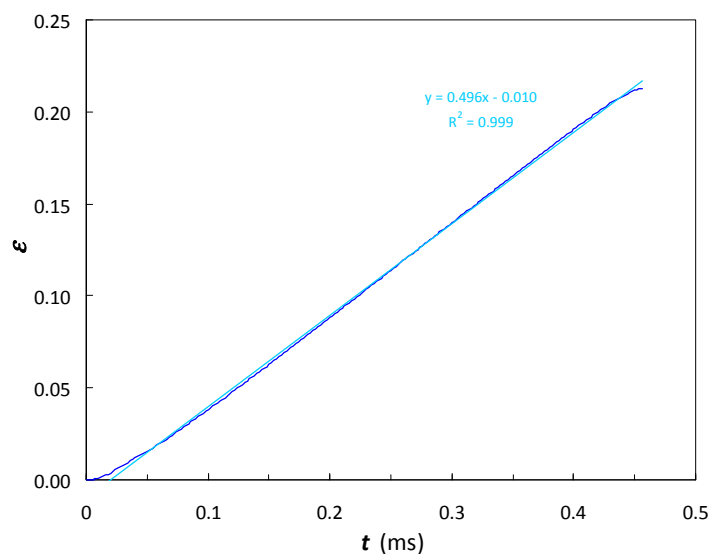
que proviene de derivar la expresión 3.3.

La figura 3.37 muestra la curva  $\dot{\epsilon}-t$  obtenida para el ensayo en SHPB de una probeta cilíndrica de Alporas.



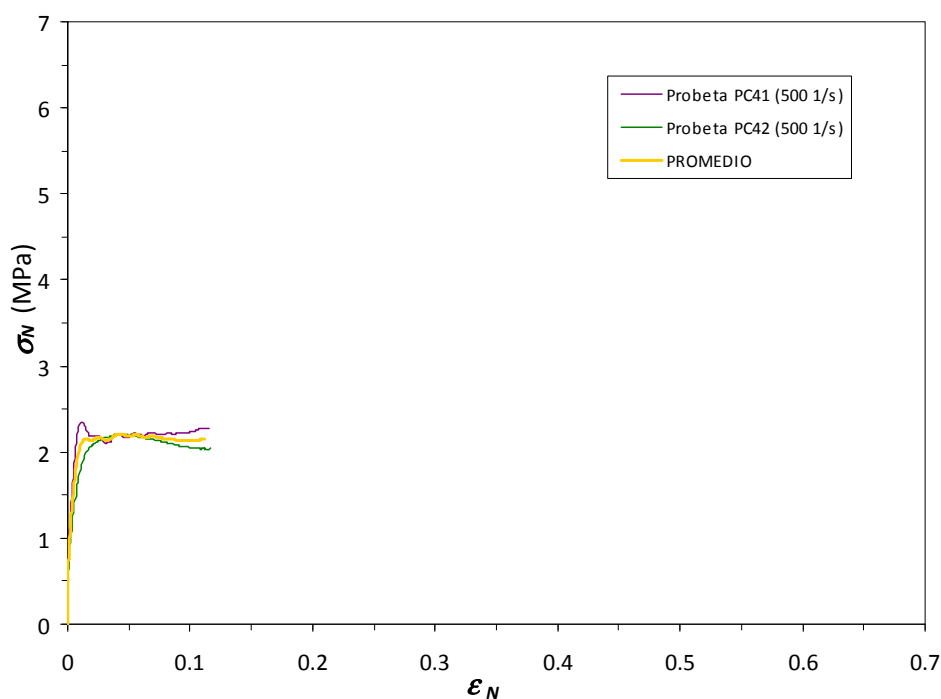
**Figura 3.37.** Curva  $\dot{\varepsilon} - t$  obtenida a  $500 \text{ s}^{-1}$  para una probeta de Alporas 10%.

En cuanto a las curvas  $\varepsilon - t$ , usando la expresión 3.3 se ha determinado la deformación verdadera ( $\varepsilon$ ) y se ha procedido al trazado de las mismas, como puede verse por ejemplo en la figura 3.38 para una probeta de la espuma Alporas. La estimación de la velocidad de deformación en este caso se ha hecho hallando la pendiente de la curva mediante regresión lineal por el método de mínimos cuadrados. Se puede ver en la figura 3.38 la línea de tendencia de la curva  $\varepsilon - t$  y su pendiente.



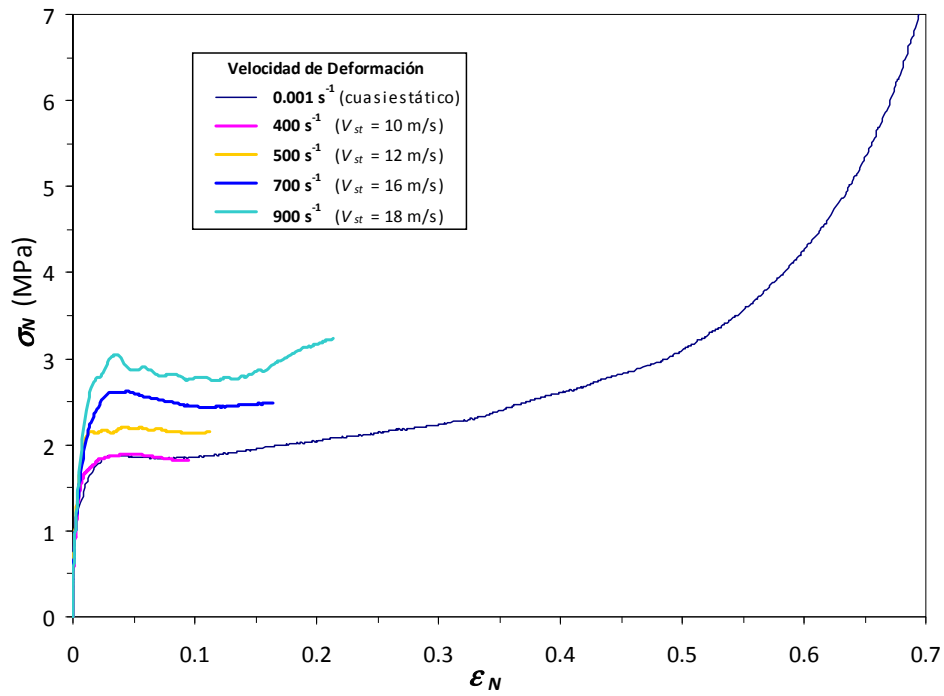
**Figura 3.38.** Curva  $\varepsilon - t$  obtenida a  $500 \text{ s}^{-1}$  para una probeta de Alporas 10%.

Para cada velocidad de deformación alcanzada con el percutor de 330 mm la desviación media en la zona de endurecimiento de las curvas  $\sigma_N$ - $\epsilon_N$  (desde más allá del pico de tensión  $\sigma_c$  hasta la deformación máxima) ha sido inferior a un 10%, como puede apreciarse en la figura 3.39, en la que se muestran las curvas tensión nominal-deformación nominal obtenidas a  $\dot{\epsilon} = 500 \text{ s}^{-1}$  para dos probetas cilíndricas (PC) de Alporas 10% y el promedio entre éstas, y en el anexo 4 que incluye las curvas de este tipo obtenidas para  $400 \text{ s}^{-1}$ ,  $700 \text{ s}^{-1}$  y  $900 \text{ s}^{-1}$ . La mayor desviación se ha encontrado a la mayor velocidad de deformación (ver figura A4.3, anexo 4) y, al igual que en ensayos de compresión cuasiestáticos, ésta se puede atribuir a la heterogeneidad en la forma, tamaño y distribución de celdas en la espuma metálica.

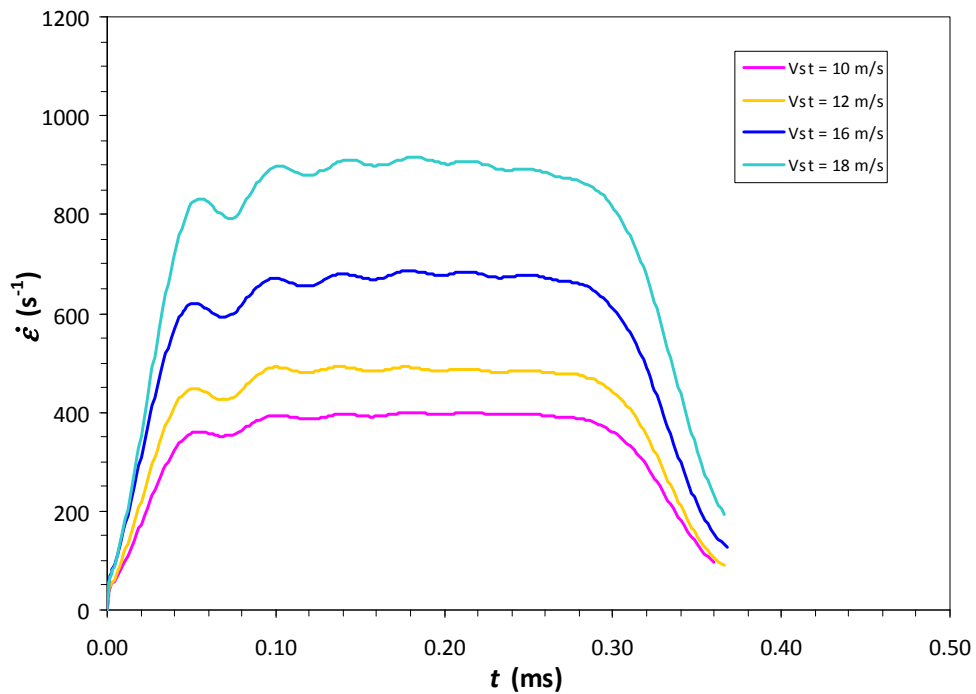


**Figura 3.39.** Curvas  $\sigma_N$ - $\epsilon_N$  obtenidas en SHPB a  $500 \text{ s}^{-1}$  con un percutor de 330 mm para dos probetas cilíndricas de Alporas 10% y promedio entre éstas.

Como resultado del promedio entre pares de probetas de Alporas 10% ensayadas con el percutor de 330 mm, a velocidades de deformación entre  $400 \text{ s}^{-1}$  y  $900 \text{ s}^{-1}$ , se han obtenido las curvas  $\sigma_N$ - $\epsilon_N$  y  $\dot{\epsilon}$ - $t$  presentadas en las figuras 3.40 y 3.41, respectivamente. En ambas figuras se indica la velocidad de impacto ( $V_{st}$ ) respectiva.



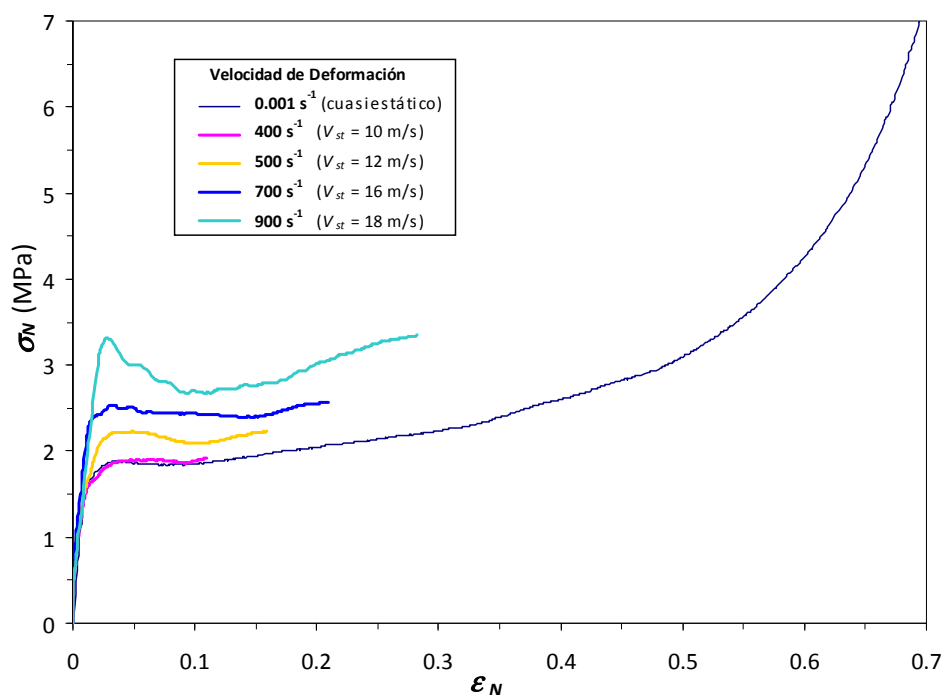
**Figura 3.40.** Curvas  $\sigma_N$ - $\varepsilon_N$  promedio obtenidas en SHPB para la Alporas 10% con un percutor de 330 mm, comparadas con la obtenida a compresión cuasiestática.



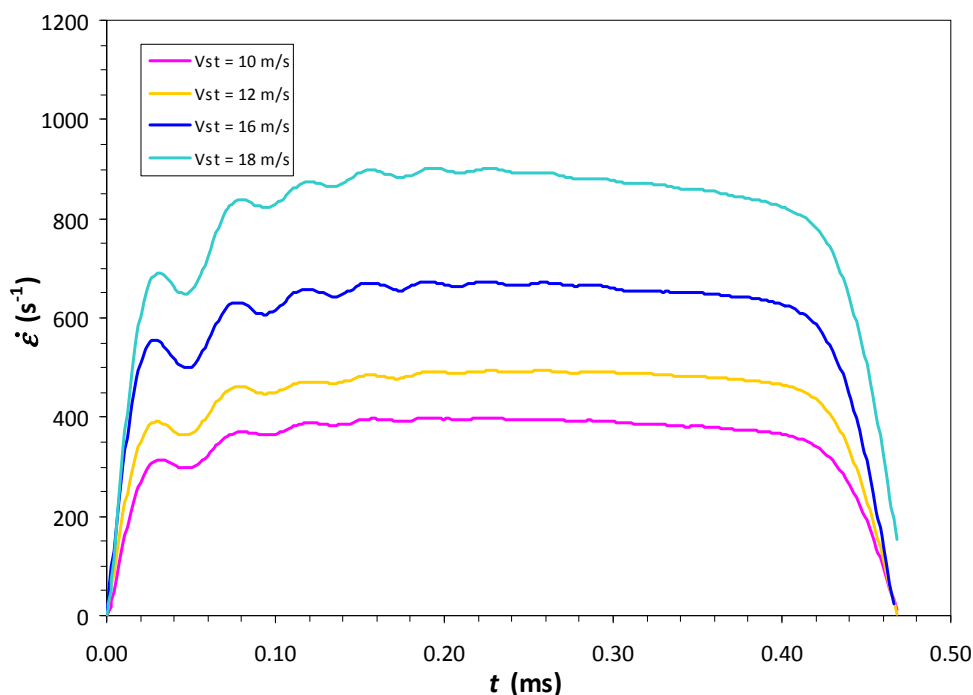
**Figura 3.41.** Curvas  $\dot{\varepsilon}$ - $t$  promedio obtenidas en SHPB para la Alporas 10% con un percutor de 330 mm.

Puede observarse en la figura 3.40 que, como suele ocurrir para materiales altamente deformables [PERONI *ET AL.*, 2006; PERONI *ET AL.*, 2008; KIERNAN *ET AL.*, 2009], las deformaciones máximas alcanzadas a las velocidades de impacto que se han ensayado en SHPB son inferiores a las impuestas en los ensayos cuasiestáticos. Estas deformaciones máximas,  $\varepsilon_{N_{max}}$ , aumentan con la velocidad de deformación. Así mismo, se observa en la figura que las curvas  $\sigma_N$ - $\varepsilon_N$  para velocidades de deformación entre 500 y 900 s<sup>-1</sup> están por encima de la obtenida a compresión cuasiestática, haciendo evidente la influencia de este parámetro, mientras que la curva correspondiente a 400 s<sup>-1</sup> no exhibe la misma influencia. Esta falta de sensibilidad de la respuesta  $\sigma_N$ - $\varepsilon_N$  a la velocidad de deformación de 400 s<sup>-1</sup> probablemente se deba a reflexiones internas de ondas elásticas en la espuma [TAN *ET AL.*, 2005].

La respuesta dinámica descrita para la Alporas 10% ha sido confirmada mediante los ensayos realizados con el percutor de 500 mm, como permiten apreciar las curvas de las figuras 3.42 y 3.43, obtenidas del mismo modo que las de las figuras 3.40 y 3.41.



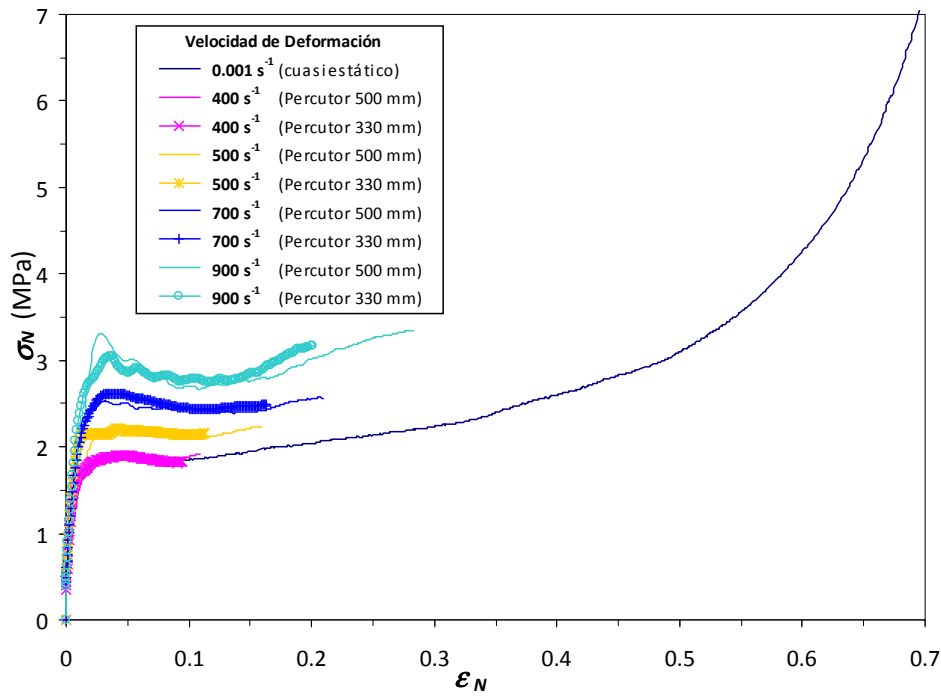
**Figura 3.42.** Curvas  $\sigma_N$ - $\varepsilon_N$  promedio obtenidas en SHPB para la Alporas 10% con un percutor de 500 mm, comparadas con la obtenida a compresión cuasiestática.



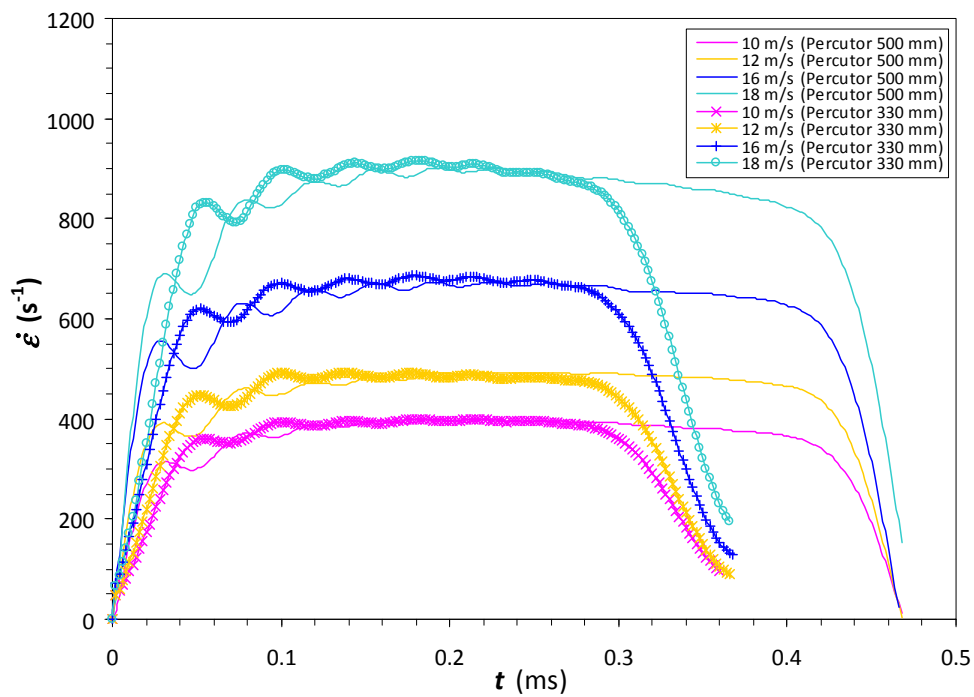
**Figura 3.43.** Curvas  $\dot{\varepsilon}$ - $t$  promedio obtenidas en SHPB para la Alporas 10% con un percutor de 500 mm

El anexo 4 contiene todas las curvas  $\sigma_N$ - $\varepsilon_N$  obtenidas para grupos de dos y de tres probetas cilíndricas de espuma Alporas 10% ensayadas en SHPB con el percutor de 500 mm a velocidades de deformación entre  $400 \text{ s}^{-1}$  y  $900 \text{ s}^{-1}$ . En dichas curvas se puede notar que la desviación media en la zona de endurecimiento, ha resultado inferior a un 8%.

Haciendo una comparación entre los resultados obtenidos con los dos percutores, en las figuras 3.44 y 3.45 se evidencia la similitud existente. Obviamente, las deformaciones máximas ( $\varepsilon_{N_{max}}$ ) alcanzadas con el percutor de 500 mm son mayores, ya que al tener mayor longitud genera pulsos de mayor duración (ondas con mayor período), lo cual es notablemente visible en la figura 3.45. Sólo para la velocidad de deformación más alta, de  $900 \text{ s}^{-1}$ , se puede ver una pequeña desviación en la respuesta de la espuma, que pierde importancia al tener en cuenta que para todos los ensayos realizados a éste valor (con ambos percutores) la desviación media ha llegado a ser de casi un 10%.



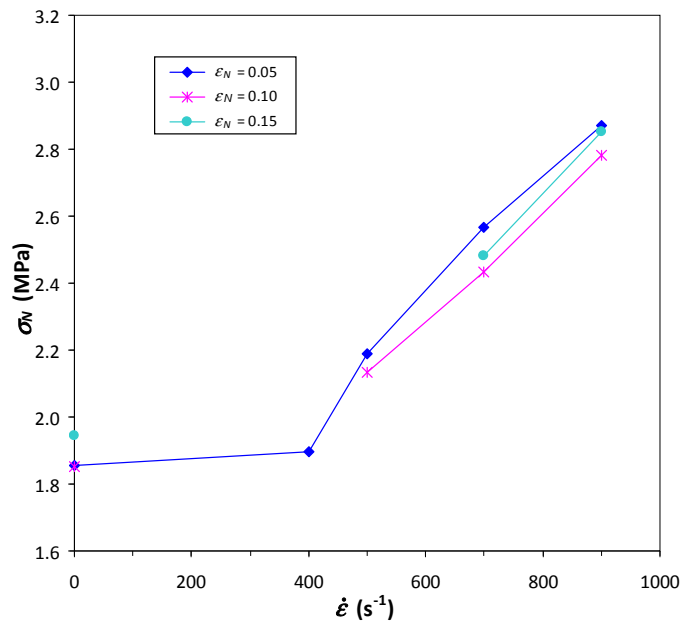
**Figura 3.44.** Comparación entre las curvas  $\sigma_N$ - $\varepsilon_N$  promedio obtenidas en SHPB para la Alporas 10% con los percutores de 330 y 500 mm.



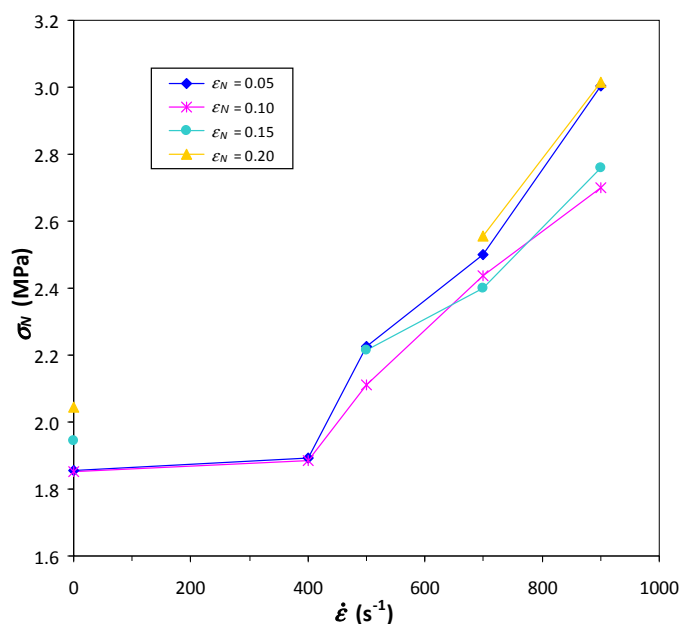
**Figura 3.45.** Comparación entre las curvas  $\dot{\varepsilon}$ - $t$  promedio obtenidas en SHPB para la Alporas 10% con los percutores de 330 y 500 mm.



La influencia de la velocidad de deformación observada en las figuras 3.40 y 3.42 denota un incremento de la tensión a medida que aumenta la velocidad de impacto  $V_{st}$ . Este incremento es un poco más pronunciado a velocidades de deformación entre 400 y 500  $s^{-1}$ , como puede notarse en las figuras 3.46 y 3.47, que muestran la variación de la tensión nominal,  $\sigma_N$ , con la velocidad de deformación,  $\dot{\epsilon}$ , para deformaciones nominales,  $\epsilon_N$ , de 0.05 a 0.15 y de 0.05 a 0.20, respectivamente. Como se puede ver en ambas figuras, la tensión nominal exhibe un incremento que podría interpretarse como bilineal con  $\dot{\epsilon}$ , aumentando algo más para velocidades de deformación hasta 500  $s^{-1}$ , que para valores por encima de ésta. Así pues, 500  $s^{-1}$  parece establecer dos intervalos de dependencia de la velocidad de deformación con un comportamiento diferenciado: en el intervalo 400  $s^{-1} < \dot{\epsilon} \leq 500 s^{-1}$  la tasa  $\sigma_N/\dot{\epsilon}$  disminuye al aumentar la deformación, mientras que en el intervalo 500  $s^{-1} < \dot{\epsilon} \leq 900 s^{-1}$  la tasa  $\sigma_N/\dot{\epsilon}$  se hace aproximadamente constante. Este hecho podría atribuirse a efectos microinerciales que han demostrado causar un ablandamiento de la espuma particularmente efectivo durante la fase inicial de la curva  $\sigma_N$ - $\epsilon_N$  [PAUL Y RAMAMURTY, 2000].



**Figura 3.46.** Variación de la tensión nominal ( $\sigma_N$ ) con la velocidad de deformación ( $\dot{\epsilon}$ ) para deformaciones nominales ( $\epsilon_N$ ) entre 0.05 y 0.15, obtenida en ensayos en SHPB de la Alporas 10% con el percutor de 330 mm.



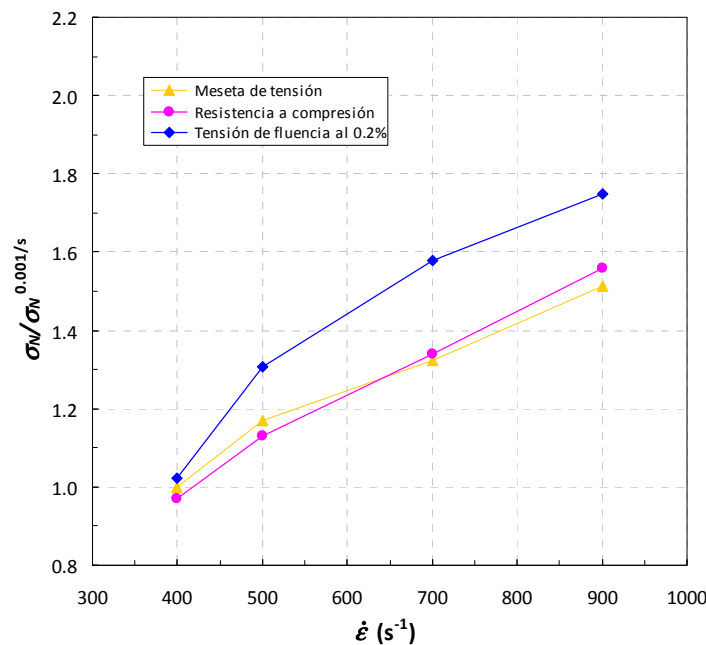
**Figura 3.47.** Variación de la tensión nominal ( $\sigma_N$ ) con la velocidad de deformación ( $\dot{\epsilon}$ ) para deformaciones nominales ( $\epsilon_N$ ) entre 0.05 y 0.20, obtenida en ensayos en SHPB de la Alporas 10% con el percutor de 500 mm.

El efecto microinercial de las paredes de celda sobre la resistencia de las espumas metálicas ha sido descrito en trabajos previos [DESHPANDE Y FLECK, 2000B; PAUL Y RAMAMURTY, 2000; TAN ET AL., 2005; ZHAO ET AL., 2005], como fundamentalmente debido al cambio en el mecanismo de fallo de dichas paredes a grandes velocidades de deformación.

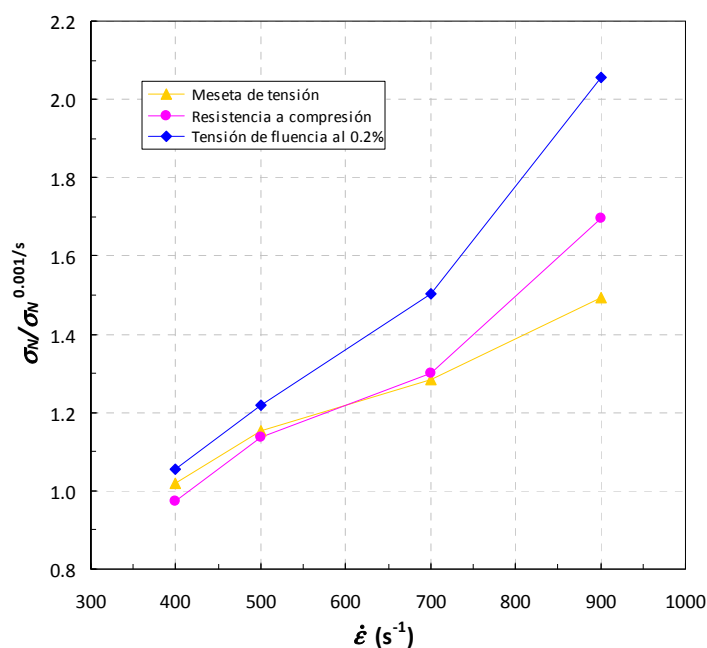
De las curvas  $\sigma_N$ - $\epsilon_N$  se han estimado las propiedades mecánicas características de la espuma metálica siguiendo el procedimiento descrito en el apartado 3.4.3.1, con excepción de la deformación de compactación,  $\epsilon_D$ , que no se llegó a registrar, y de la meseta de tensión,  $\sigma_{pl}$ . Ésta última ( $\sigma_{pl}$ ) fue estimada como el valor medio de la tensión nominal ( $\sigma_N$ ) en la curva  $\sigma_N$ - $\epsilon_N$ , entre  $\epsilon_c$  y  $\epsilon_{N_{max}}$ .

Las figuras 3.48 y 3.49 muestran los resultados obtenidos para  $\sigma_y$ ,  $\sigma_c$  y  $\sigma_{pl}$ , en función de la velocidad de deformación. Estos parámetros han sido normalizados determinando el cociente del valor de tensión nominal ( $\sigma_N$ ) obtenido en SHPB entre

el valor correspondiente cuasiestático ( $\sigma_N^{0.001/s}$ ). En el caso particular de la meseta de tensión,  $\sigma_{pl}$ , la normalización se ha efectuado tomando el valor cuasiestático como la media de la tensión nominal hasta una deformación coincidente con la  $\varepsilon_{N_{max}}$  alcanzada en régimen dinámico. Tanto en la figura 3.48 como 3.49 los tres parámetros mencionados parecen exhibir, también, una dependencia bilineal con la velocidad de deformación, que es consistente con las apreciaciones hechas en las figuras 3.46 y 3.47, de manera tal que  $500 \text{ s}^{-1}$  parece ser el límite de la referida bilinealidad. Esta dependencia podría considerarse también ligeramente cuadrática, lo que estaría en concordancia con lo reportado por TAN ET AL. [2005] para una espuma de aluminio de celda cerrada Hydro/Cymat. A la velocidad de deformación de  $500 \text{ s}^{-1}$  se observan incrementos de la resistencia a compresión y de la meseta de tensión que se encuentran dentro del 20% de desviación propuesto por DESHPANDE Y FLECK [2000B] para espumas Alporas, mientras que la resistencia a compresión sí que supera el referido valor. A partir de  $700 \text{ s}^{-1}$ , las tres propiedades mecánicas sufren un incremento que supera considerablemente el 20% de desviación.



**Figura 3.48.** Variación de la meseta de tensión ( $\sigma_{pl}$ ), la resistencia a compresión ( $\sigma_c$ ) y la tensión de fluencia al 0.2% de la deformación ( $\sigma_y$ ), con la velocidad de deformación ( $\dot{\varepsilon}$ ), para ensayos en SHPB de Alporas 10% con el percutor de 330 mm.



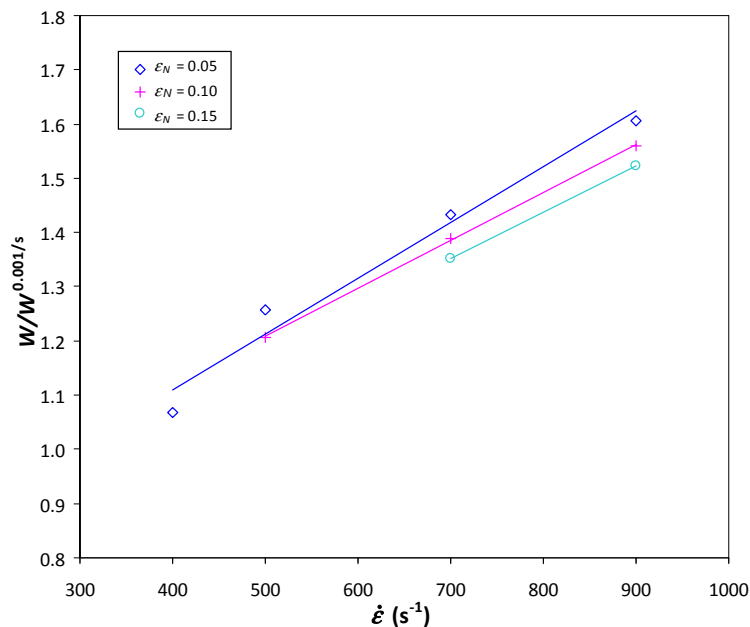
**Figura 3.49.** Variación de la meseta de tensión ( $\sigma_{pl}$ ), la resistencia a compresión ( $\sigma_c$ ) y la tensión de fluencia al 0.2% de la deformación ( $\sigma_y$ ), con la velocidad de deformación ( $\dot{\epsilon}$ ), para ensayos en SHPB de Alporas 10% con el percutor de 500 mm.

Los incrementos en la resistencia a compresión y en la meseta de tensión han llegado a ser de alrededor de 60-70% y 50%, respectivamente, a  $900 s^{-1}$ , a la vez que en la tensión de fluencia a 0.2% de la deformación han sido de hasta un 75%. Por lo tanto, queda así argumentada la influencia de la velocidad de deformación en el comportamiento mecánico a compresión de la Alporas 10%.

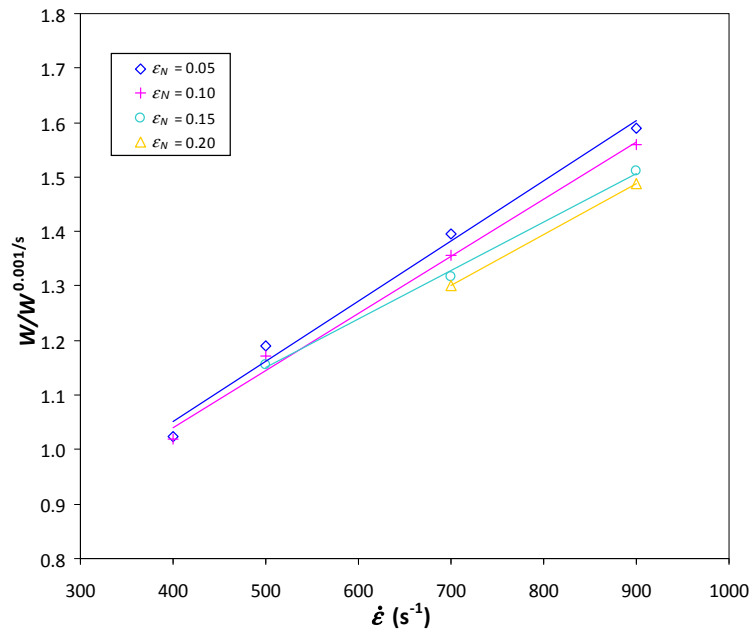
Considerando que para diferentes espumas de aluminio de celda cerrada se ha encontrado una influencia despreciable del gas atrapado u ocluido en el incremento de su resistencia [DESHPANDE Y FLECK, 2000B; TAN ET AL., 2005] y que el material de las paredes de celda es aluminio, el cual no tiene una sensibilidad considerable a la velocidad de deformación, la mejoría evidenciada en las propiedades mecánicas de la Alporas 10% sería atribuida a efectos microinerciales en su estructura.

En el anexo 5 se presentan los valores de  $\sigma_y$ ,  $\sigma_c$  y  $\sigma_{pl}$  estimados mediante las curvas  $\sigma_N$ - $\epsilon_N$  promedio obtenidas en SHPB para la Alporas 10% con los dos percutores.

Una evaluación de la energía absorbida por unidad de volumen,  $W$ , de la Alporas ha llevado a la realización de las gráficas mostradas en las figuras 3.50 y 3.51, que presentan la variación relativa de éste parámetro con la velocidad de deformación,  $\dot{\epsilon}$ , para deformaciones nominales de 0.05 a 0.15 y de 0.05 a 0.20, respectivamente. El parámetro fue calculado usando la expresión 2.15 (capítulo 2) y luego normalizado con el valor cuasiestático ( $W^{0.001/s}$ ) correspondiente. Se observa en ambas figuras que para los intervalos de deformación nominal considerados, el valor normalizado de  $W$  varía linealmente con la velocidad de deformación y la tasa  $[W/W^{0.001/s}]/\dot{\epsilon}$  decrece ligeramente con el incremento de  $\epsilon_N$ . Estas observaciones pueden justificarse por medio del incremento de la meseta de tensión y del endurecimiento microinercial, respectivamente. Puesto que la meseta de tensión incrementa con la velocidad de deformación, es evidente que  $W$  también aumentará con este parámetro. En lo que respecta a la tasa  $[W/W^{0.001/s}]/\dot{\epsilon}$ , la efectividad que tienen los efectos microinerciales en el endurecimiento de la espuma a baja deformación (fase inicial de la curva  $\sigma_N-\epsilon_N$ ), hace predecible que la tasa tienda a disminuir a medida que aumenta la deformación.



**Figura 3.50.** Variación relativa de la energía absorbida por unidad de volumen ( $W$ ) con la velocidad de deformación ( $\dot{\epsilon}$ ) para deformaciones nominales ( $\epsilon_N$ ) entre 0.05 y 0.15, obtenida en ensayos en SHPB de la Alporas 10% con el percutor de 330 mm.



**Figura 3.51.** Variación relativa de la energía absorbida por unidad de volumen ( $W$ ) con la velocidad de deformación ( $\dot{\epsilon}$ ) para deformaciones nominales ( $\epsilon_N$ ) entre 0.05 y 0.20, obtenida en ensayos en SHPB de la Alporas 10% con el percutor de 500 mm.

Es notorio en las figuras 3.50 y 3.51 como la energía absorbida,  $W$ , se incrementa entre 20 y 60% aproximadamente para el intervalo de velocidad de deformación de 500 a 900s<sup>-1</sup>. Este hecho sugiere una significativa sensibilidad de la espuma de aluminio Alporas 10% a la velocidad de deformación, dentro del intervalo señalado.

---

## **CAPÍTULO 4**

# **MODELIZACIÓN DE ESPUMA METÁLICA A COMPRESIÓN**

*En este capítulo se presenta la simulación numérica del ensayo de compresión de la espuma metálica, tanto en condiciones cuasiestáticas como dinámicas.*

## 4.1. GENERALIDADES

Por ser la compresión uniaxial cuasiestática el estado de carga en el cual las espumas metálicas exhiben una cualidad tan importante desde el punto de vista mecánico, como lo es la gran capacidad de absorber energía por deformación, ha sido un objetivo de este estudio su simulación numérica en dicha condición. Para ello se ha utilizado el código computacional ABAQUS, distribuido por SIMULIA, de Dassault Systèmes (Francia), que está basado en el Método de los Elementos Finitos (FEM).

ABAQUS es un programa comercial de propósito general, que permite estudiar numerosos problemas en ingeniería, tanto lineales como no lineales [SIMULIA, 2009A], para lo cual consta de tres (3) módulos interconectados [SIMULIA, 2009B]:

- *ABAQUS/CAE*: entorno interactivo para crear modelos de elementos finitos, que pueden ser sometidos a análisis. Permite monitorear y diagnosticar análisis realizados en los otros módulos y evaluar resultados. Contiene a su vez un módulo de visualización denominado *ABAQUS/Viewer*.
- *ABAQUS/Standard*: programa de propósito general para el análisis de problemas estáticos y dinámicos de elementos finitos, mediante métodos implícitos.
- *ABAQUS/Explicit*: programa para el análisis dinámico y estático de problemas no lineales de elementos finitos, mediante métodos explícitos.

El ABAQUS contiene una extensa librería de elementos finitos, que permiten modelizar virtualmente cualquier geometría. Tiene igualmente una extensa variedad de modelos constitutivos con los que se puede simular el comportamiento de la mayoría de los materiales más comúnmente empleados en ingeniería.

Empleando el ABAQUS se ha simulado la compresión uniaxial cuasiestática de la espuma metálica de dos maneras: en primer lugar, se ha modelizado la espuma empleando un modelo constitutivo incluido en el código computacional y, en segundo lugar, se ha desarrollado un modelo de celda unitaria de la espuma, basado en las características geométricas de la misma.



En adición a lo anterior, usando el modelo constitutivo del código y las propiedades cuasiestáticas a compresión de la espuma Alporas, se ha simulado su ensayo en SHPB con barras de diferente composición y dimensiones, a fin de diseñar un dispositivo adecuado para su evaluación experimental.

## 4.2. SIMULACIÓN DEL ENSAYO CUASIESTÁTICO DE COMPRESIÓN

### 4.2.1. SIMULACIÓN MEDIANTE MODELO CONSTITUTIVO EN ABAQUS

Para modelizar la respuesta elástica de cualquier espuma, la librería de ABAQUS cuenta con un modelo de comportamiento elástico lineal, mientras que para su respuesta más allá del límite elástico cuenta con dos modelos denominados “*crushable foam plasticity models*”. Estos permiten modelizar espumas con gran capacidad para deformarse en compresión debido a un pandeo masivo de sus paredes de celda, conocidas como espumas compactables (*crushable foams*), y a grandes rasgos se caracterizan por lo siguiente:

- Están destinados al análisis de espumas compactables típicamente utilizadas en estructuras para absorción de energía.
- Pueden ser usados para modelizar otros materiales celulares compactables.
- Están basados en la suposición de que la deformación resultante no es recuperable instantáneamente y, por tanto, puede considerarse perfectamente plástica para eventos de corta duración.
- Mediante la inclusión de un endurecimiento volumétrico, pueden reflejar la diferencia de comportamiento a tracción y a compresión de espumas compactables.
- Requieren la definición de un comportamiento elástico lineal antes de la plastificación (sólo puede considerarse elasticidad isotrópica).
- Permiten incluir el efecto de la velocidad de deformación.
- Simulan la respuesta del material esencialmente bajo carga monotónica.

La superficie de fluencia es un círculo de Von Mises en el plano de tensión desviadora y una elipse en el plano de tensión meridional  $\sigma_m$ - $\sigma_e$ . Hay dos modelos de endurecimiento disponibles: a) un modelo de *endurecimiento volumétrico*, en el que el punto que representa la tensión hidrostática ( $\sigma_m$ ) sobre la elipse de fluencia es fijo y la evolución de la superficie de fluencia está dominada por la deformación plástica de compactación volumétrica, y b) un modelo de *endurecimiento isotrópico*, en el que la elipse de fluencia está centrada en el origen en el plano de tensión  $\sigma_m$ - $\sigma_e$  y evoluciona de una manera geoméricamente autosemejante. Este modelo isotrópico fenomenológico se deriva del modelo de DESHPANDE Y FLECK [2000A] desarrollado originalmente para espumas metálicas.

Los dos modelos señalados predicen un comportamiento similar a compresión; sin embargo, para tracción hidrostática el modelo de endurecimiento volumétrico asume un comportamiento perfectamente plástico, mientras que el de endurecimiento isotrópico predice el mismo comportamiento a tracción que a compresión. Esto hace que el modelo de endurecimiento volumétrico sea más versátil que el de endurecimiento isotrópico, pero a la vez menos apropiado para modelizar espumas metálicas, pues considera que las deformaciones plásticas en una dirección no afectan a las de dos direcciones perpendiculares, lo cual es inconsistente con el coeficiente de Poisson plástico ( $\nu_p$ ) que establece el modelo de DESHPANDE Y FLECK [2000A].

En base a lo anterior y teniendo en cuenta que en estudios previos [ASHBY ET AL., 2000; HANSEN ET AL., 2002A; REYES ET AL. 2003; RUAN ET AL. 2007; LU ET AL. 2008] el modelo desarrollado por DESHPANDE Y FLECK [2000A] se ha considerado adecuado para predecir la respuesta a compresión de espumas metálicas, **se escogió el modelo de endurecimiento isotrópico para la modelización de la Alporas 10% bajo el referido estado de carga.** A continuación se hace una descripción del fundamento y formulación que tiene dicho modelo.

#### 4.2.1.1. Modelo de Espuma Compactable (*Crushable Foam*) con Endurecimiento Isotrópico

##### 4.2.1.1.1. Superficie de fluencia

La superficie de fluencia para el modelo de endurecimiento isotrópico está definida como:

$$\Phi = \sqrt{\sigma_e^2 + \alpha^2 \sigma_m^2} - b = 0, \quad (4.1)$$

donde:  $\sigma_e \rightarrow$  tensión equivalente de Von Mises

$\sigma_m \rightarrow$  tensión media o hidrostática

$\alpha \rightarrow$  excentricidad o factor de forma de la elipse de fluencia, tal que:

$$\alpha = \frac{b}{a}$$

$b \rightarrow$  semieje vertical de la elipse de fluencia, tal que:

$$b = \alpha \sigma_{mc} = \sigma_{yc} \sqrt{1 + \left(\frac{\alpha}{3}\right)^2}$$

$\sigma_{mc} \rightarrow$  tensión de fluencia en compresión hidrostática, tal que  $\sigma_{mc} = a$

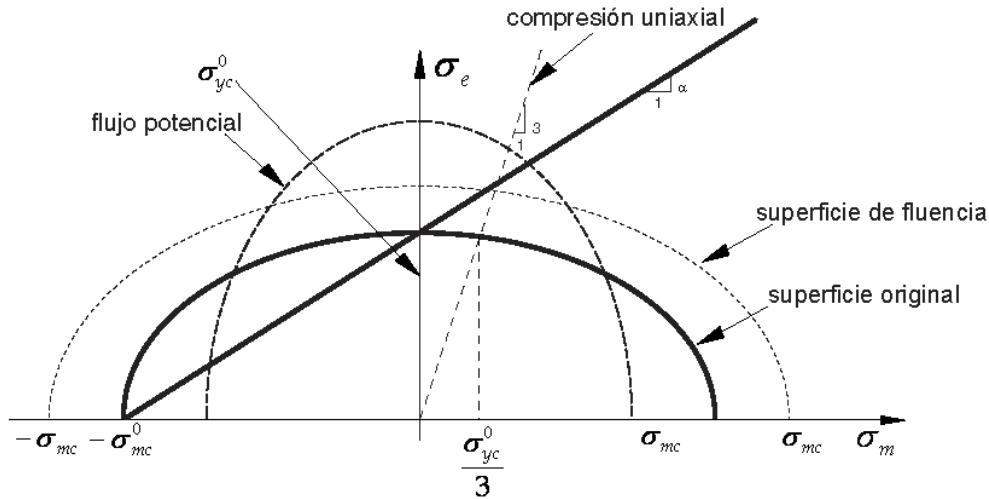
$\sigma_{yc} \rightarrow$  tensión de fluencia en compresión

La superficie de fluencia, que representa un círculo de Von Mises en el plano de tensión desviadora, en el plano de tensión meridional  $\sigma_m$ - $\sigma_e$  representa la elipse mostrada en la figura 4.1. En ésta, el factor de forma,  $\alpha$ , puede ser estimado mediante los valores iniciales de la tensión de fluencia en compresión uniaxial,  $\sigma_{yc}^0$ , y la tensión de fluencia en compresión hidrostática,  $\sigma_{mc}^0$ , usando la relación:

$$\alpha = \frac{3k}{\sqrt{9 - k^2}} \quad (4.2)$$

con

$$k = \frac{\sigma_{yc}^0}{\sigma_{mc}^0} \quad (4.3)$$



**Figura 4.1.** Superficie de fluencia y flujo potencial del modelo de espuma con endurecimiento isotrópico en el plano de tensión  $\sigma_m$ - $\sigma_e$  [ABAQUS, 2009C].

Para que la superficie de fluencia sea válida, la relación de tensiones a compresión,  $k$ , debe ser tal que  $0 \leq k < 3$ . El caso particular de  $k = 0$  corresponde al criterio de plastificación de Von Mises.

#### 4.2.1.1.2. Flujo potencial

La regla de flujo plástico para el modelo de endurecimiento isotrópico está dada por la expresión:

$$G = \sqrt{\sigma_e^2 + \beta^2 \sigma_m^2} \quad (4.4)$$

donde  $\beta$  representa el contorno de la elipse de flujo potencial en el plano de tensión  $\sigma_m$ - $\sigma_e$  (que es una elipse) y que está relacionada con el coeficiente de Poisson plástico,  $\nu_p$ , mediante:

$$\beta = \frac{3}{\sqrt{2}} \sqrt{\frac{1 - 2\nu_p}{1 + \nu_p}} \quad (4.5)$$

El coeficiente de Poisson plástico, que es la relación entre las deformaciones plásticas longitudinal y transversal bajo compresión uniaxial, debe estar en el intervalo de -1 a 0.5 [ABAQUS, 2009C]. Este límite superior ( $\nu_p = 0.5$ ) corresponde al caso de flujo

plástico incompresible ( $\beta = 0$ ). Para muchas espumas de baja densidad el coeficiente de Poisson plástico es aproximadamente cero (0).

Por defecto, el modelo de endurecimiento isotrópico no considera flujo plástico asociado para permitir la calibración independiente del contorno de la superficie de fluencia y del coeficiente de Poisson plástico ( $\nu_p$ ). Si se conoce el valor de  $\nu_p$  y se escoge considerar flujo plástico asociado, de forma que  $\alpha$  y  $\beta$  tengan el mismo valor, la relación de tensiones a compresión  $k$  se puede calcular como (igualando 4.2 y 4.5):

$$k = \sqrt{3 \cdot (1 - 2\nu_p)} \quad (4.6)$$

#### 4.2.1.1.3. Endurecimiento

Un ensayo de compresión uniaxial es suficiente para definir la evolución de la superficie de fluencia, ya que permite establecer una relación entre la tensión de plastificación en compresión uniaxial y el valor absoluto de la deformación plástica axial  $\varepsilon_{pl}^{axial}$ . Esta relación lineal a trozos es introducida en el modelo en forma de tabla, con pares coordenados  $(\varepsilon_{pl}^{axial}, \sigma_{yc})$ . La primera entrada de  $\varepsilon_{pl}^{axial}$  en la tabla obviamente debe ser cero (0). Para valores de deformación plástica mayores que el introducido por un usuario, el programa extrapola linealmente a partir de la última pendiente calculada para los datos.

De ser necesario, la tensión de plastificación también puede expresarse en función de la temperatura u otra variable predefinida.

#### 4.2.1.1.4. Influencia de la velocidad de deformación

Para incluir la influencia de la velocidad de deformación ( $\dot{\varepsilon}$ ) en el endurecimiento de la espuma, el modelo isotrópico permite utilizar uno de los siguientes dos métodos: 1) especificar una ley potencial de tipo Cooper-Symonds, o 2) introducir una tabla con valores del cociente entre las tensiones de plastificación dinámica y cuasiestática en función del valor absoluto de la velocidad de deformación plástica.

#### 4.2.1.2. Calibración del Modelo de Espuma Compactable con Endurecimiento Isotrópico

La calibración del modelo de endurecimiento isotrópico requiere de la definición de las propiedades mecánicas elásticas y plásticas de la espuma. Deben definirse por tanto el módulo de Young ( $E$ ), el coeficiente de Poisson ( $\nu$ ), el coeficiente de Poisson plástico ( $\nu_p$ ), la relación de tensiones a compresión ( $k$ ), la tensión de fluencia ( $\sigma_y$ ) y los datos de endurecimiento por deformación.

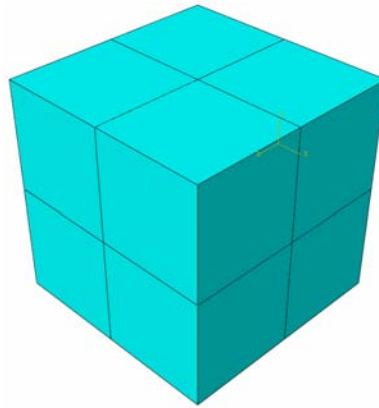
En el caso concreto de la Alporas 10%, estudiada en esta tesis, la calibración se ha efectuado considerando flujo plástico asociado y empleando sus propiedades mecánicas cuasiestáticas a compresión mostradas en la tabla 3.2 (capítulo 3) y su curva  $\sigma_N$ - $\epsilon_N$  a compresión cuasiestática (figura 3.11). Así mismo, se ha utilizado la densidad de 260 kg/m<sup>3</sup> estimada para la espuma de aluminio y el coeficiente de Poisson indicado por el proveedor de ésta, de  $\nu = 0.33$  [GLEICH, 2009].

Considerando que DESPAHNDE y FLECK [2000A] han reportado valores de  $\alpha$  de 1.4 y 2 para espumas Alporas de 16 y 8%, respectivamente, se han estimado valores del coeficiente de Poisson plástico,  $\nu_p$ , de 0.23 y 0.04 a través de la expresión 2.12 (capítulo 2). Estos han servido para estimar los valores correspondientes de la relación de tensiones a compresión,  $k$ , por medio de la expresión 4.6.

A fin de conocer el coeficiente de Poisson plástico más apropiado para la modelización de la Alporas 10% se han evaluado los dos valores antes señalados y un tercer valor  $\nu_p = 0$ ; todos estos, con sus respectivos valores de  $k$ . Se ha simulado la compresión uniaxial cuasiestática de un cubo homogéneo de dimensiones unitarias con las propiedades mecánicas y los datos de endurecimiento por deformación obtenidos para la Alporas 10%.

Por tratarse de un análisis cuasiestático no se ha considerado relevante en la simulación la influencia del mallado (densidad de malla). El cubo ha sido

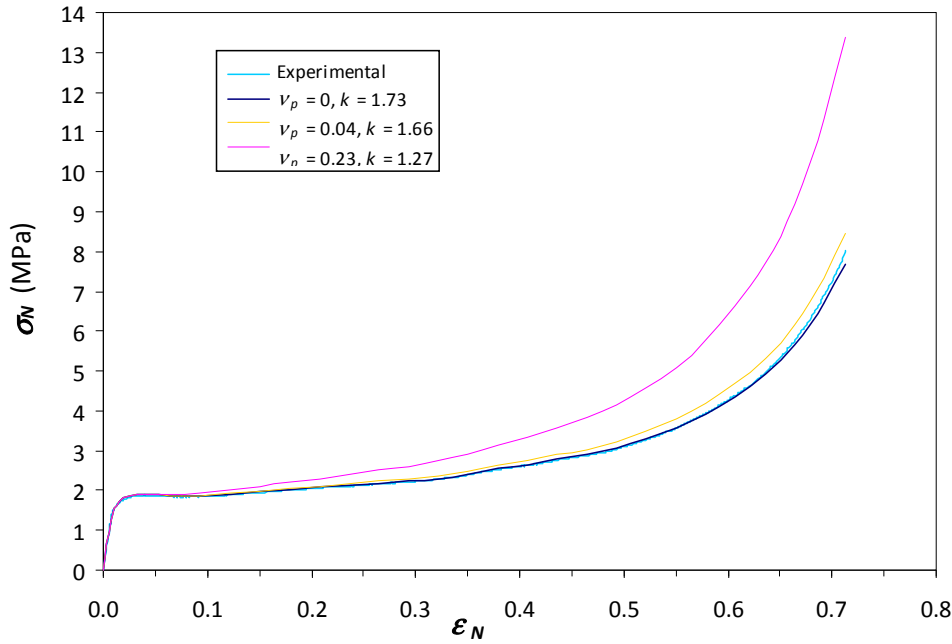
discretizado como se muestra en la figura 4.2, con nodos a  $L/2$ , un mallado estructurado y elementos sólidos tridimensionales (elementos continuos). Estos elementos fueron lineales hexaédricos de ocho (8) nodos e integración reducida, identificados como C3D8R en la librería de ABAQUS [SIMULIA, 2009D]. El cubo ha tenido en total 8 elementos y 27 nodos. La carga se ha aplicado mediante control de desplazamiento en dirección perpendicular a una de las caras laterales del cubo y se ha impedido el movimiento en dicha dirección de la cara opuesta. También se han impedido los giros en las tres direcciones principales  $x$ ,  $y$ ,  $z$ .



**Figura 4.2.** Discretización de cubo unitario de Alporas 10% utilizado en la calibración del modelo de espuma compactable con endurecimiento isotrópico.

Con los resultados de este análisis se han trazado las curvas  $\sigma_N$ - $\varepsilon_N$  para cada valor de  $\nu_p$  y se han comparado con la curva obtenida experimentalmente (e introducida en el programa), como puede verse en la figura 4.3. Se puede notar en la figura que luego de simular la compresión cuasiestática de un cubo de Alporas 10%, implementando el modelo de espuma compactable con endurecimiento isotrópico, para tres valores del coeficiente de Poisson plástico, el mejor ajuste se obtiene considerando  $\nu_p = 0$ .

En vista de los resultados de la calibración realizada al modelo de espuma compactable con endurecimiento isotrópico, para la modelización sucesiva de la Alporas 10% se ha considerado igual a cero (0) su coeficiente de Poisson plástico,  $\nu_p$ .



**Figura 4.3.** Comparación entre las curvas  $\sigma_N$ - $\epsilon_N$  obtenidas al simular la compresión cuasiestática de un cubo unitario de Alporas 10% con endurecimiento isotrópico y la obtenida experimentalmente para la espuma.

## 4.2.2. SIMULACIÓN MEDIANTE MODELO DE CELDA UNITARIA

### 4.2.2.1. Generalidades

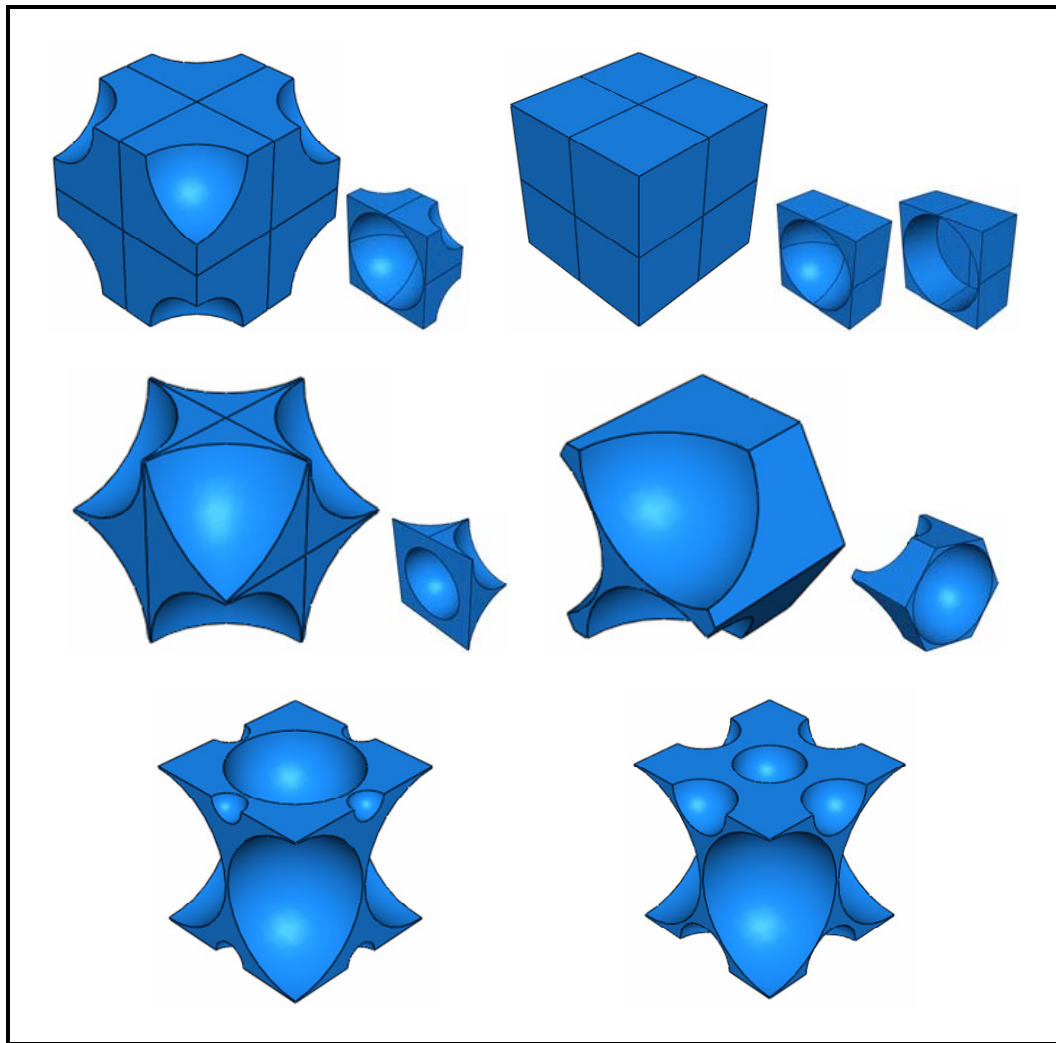
Como una alternativa para ampliar el conocimiento que se tiene acerca de la respuesta mecánica a compresión de la espuma metálica en relación con las características geométricas de su estructura y para facilitar la reproducción numérica de su comportamiento, se ha llevado a cabo la modelización de la Alporas 10% mediante un modelo de celda unitaria. Este modelo ha tenido cierta analogía con los desarrollos previos reportados a éste respecto que se han descrito en el capítulo 2.

El propósito ha sido crear un modelo simplificado de elementos finitos, con capacidad de representar el comportamiento mecánico de una espuma de aluminio de celda cerrada sometida a compresión uniaxial y desarrollado a partir de parámetros geométricos del material, tales como su densidad relativa ( $\rho^*/\rho_s$ ), tamaño de celda ( $d$ ) y espesor de paredes de celda ( $h$ ). El modelo debía ser aplicable a un intervalo de deformación próximo al alcanzado por la Alporas 10%.



#### 4.2.2.2. Modelo de Celda Unitaria

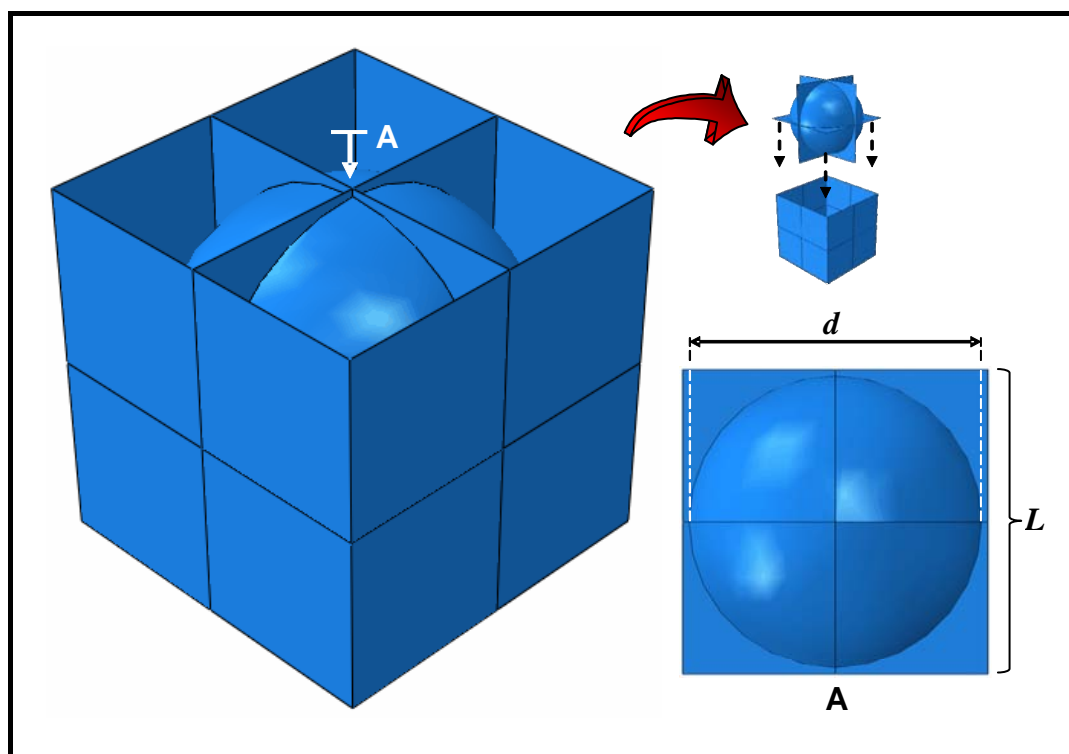
En el desarrollo del modelo de celda unitaria se ha procurado que el mismo tuviera periodicidad en varios aspectos y que para proporcionar resultados confiables fuera representativo de la densidad específica de la Alporas 10%. Éste debía ser diseñado para permitir grandes deformaciones locales y el contacto entre las paredes de celda, adyacentes o no. Así, en primera instancia se optó por el uso de elementos sólidos continuos, por ser más precisos al admitir tensión en las tres direcciones principales y porque son aptos para el análisis lineal y no lineal, incluyendo interacciones de contacto, plasticidad y grandes deformaciones. Se propusieron entonces celdas unitarias de material homogéneo con una o más cavidades, como las mostradas en la figura 4.4, en su mayoría con simetría cúbica.



**Figura 4.4.** Modelos de celda unitaria basados en sólidos con cavidades.

Las celdas unitarias basadas en elementos sólidos continuos fueron posteriormente desestimadas, ya que con éstas se hacía muy complejo reproducir la densidad relativa de la espuma Alporas ( $\rho^*/\rho_s = 0.1$ ), de manera que, se ha tenido que recurrir a los elementos tipo placa o “shell”. Estos elementos, usados para modelizar estructuras en las que el espesor de pared es significativamente más pequeño que el resto de las dimensiones, permiten obtener con relativa facilidad un modelo de celda unitaria con baja densidad relativa.

Partiendo de la observación de la estructura de la Alporas y otras espumas metálicas de celda cerrada, e intentando obtener una celda unitaria fácil de delinear, con simetría cúbica, se ha desarrollado el modelo que se presenta en la figura 4.5.



**Figura 4.5.** Modelo de celda unitaria desarrollado.

Puede notarse en la figura 4.5 que el modelo propuesto consiste en una esfera, conectada mediante tres planos ortogonales a un cajón cúbico abierto en una de sus direcciones principales. En esta configuración se ha considerado el diámetro de la esfera igual al tamaño de celda ( $d$ ) de la Alporas 10%, de aproximadamente 2.7 mm,

y la dimensión principal  $L$  tal que:

$$L = d + h \quad (4.7)$$

siendo  $h$  el espesor de pared de la Alporas 10%, de aproximadamente 120  $\mu\text{m}$  (apartado 3.2). Haciendo esta consideración el espaciamiento entre esferas contiguas es igual al espesor de pared real entre cavidades de la espuma. Si se asume que el espesor de las placas  $h_s$  es uniforme, la densidad relativa del modelo desarrollado puede expresarse como:

$$\frac{\rho^*}{\rho_s} = \frac{\sum_{i=1}^n A_i \cdot h_s}{L^3} \quad (4.8)$$

donde  $A_i$  representa las superficies de la esfera, de las tres placas extendidas a partir de ésta y de las cuatro placas que forman el cajón. Introduciendo las superficies señaladas en la expresión 4.8 resulta:

$$\frac{\rho^*}{\rho_s} = \frac{\left[ 7 \cdot L^2 + \pi \cdot \left( \frac{d}{2} \right)^2 \right] \cdot h_s}{L^3} \Rightarrow \quad (4.9)$$

$$\frac{\rho^*}{\rho_s} = \frac{\left( 7 \cdot d^2 + 7 \cdot h^2 + 14 \cdot d \cdot h + \frac{\pi \cdot d^2}{4} \right) \cdot h_s}{(d + h)^3} \quad (4.10)$$

Usando la expresión anterior es posible determinar el espesor  $h_s$  que han de tener las placas del modelo, según:

$$h_s = \frac{\left( \frac{\rho^*}{\rho_s} \right) \cdot (d + h)^3}{\left( 7 \cdot d^2 + 7 \cdot h^2 + 14 \cdot d \cdot h + \frac{\pi \cdot d^2}{4} \right)} \quad (4.11)$$

Considerando la densidad relativa, tamaño de celda ( $d$ ) y espesor de pared ( $h$ ) de la Alporas 10%, se obtiene

$$h_s = 3.5 \cdot 10^{-2} \text{ mm}$$

### 4.2.2.3. Implementación de Modelo de Celda Unitaria en ABAQUS

Para implementar el modelo de celda unitaria desarrollado en un caso de compresión uniaxial cuasiestática se ha utilizado la versión 6.9-2 del ABAQUS; específicamente, el ABAQUS/CAE para el pre y postprocesamiento y el ABAQUS/Standard en el análisis numérico.

Con el ABAQUS/CAE se ha creado y ensamblado completamente el modelo, tal como se puede observar en la figura 4.5.

#### 4.2.2.3.1. Material

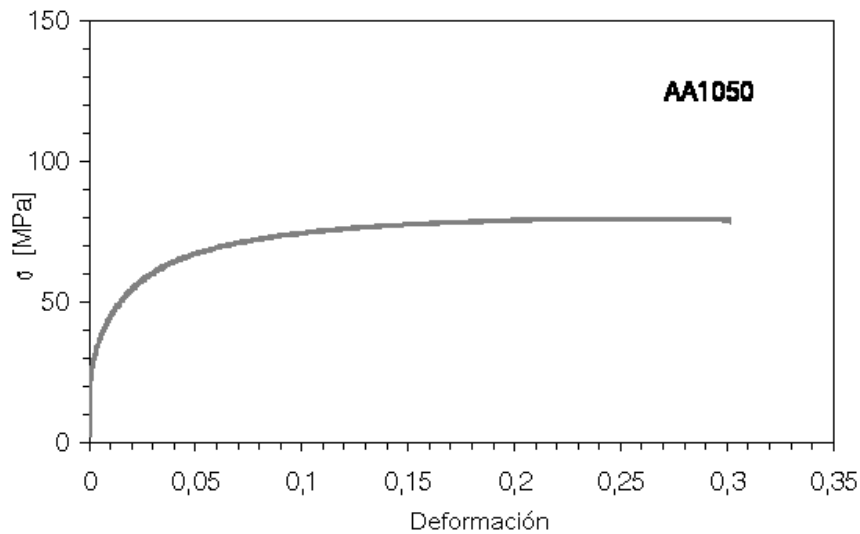
Considerando que el modelo ha sido dimensionado según las características estructurales de la Alporas 10%, se ha procurado que el material del cual estaría constituido fuera semejante al de las paredes de celda en la espuma. Si bien algunos autores han tomado como referencia la aleación de aluminio 6063-T7 para modelizar espumas mediante celdas unitarias [SANTOSA y WIERZBICKI, 1998; MEGUID *ET AL.*, 2002; CZEKANSKI *ET AL.*, 2005], se ha considerado más apropiado utilizar una aleación de aluminio de la serie 1xxx, de mayor pureza, puesto que la Alporas tiene alto contenido en aluminio y no tiene las proporciones de magnesio y silicio que tienen las del grupo 6xxx, como la antes mencionada. Teniendo también en cuenta que durante su proceso de fabricación la Alporas es inicialmente enfriada a una temperatura moderadamente inferior al punto de fusión del aluminio, es probable que la microestructura de sus paredes de celda evolucione de manera similar a como lo hacen las aleaciones de aluminio al ser recocidas, es decir, que ocurra un efecto similar al de este tratamiento térmico.

En vista de todo lo anterior se ha escogido como material de referencia para el modelo desarrollado una aleación de aluminio 1050-O, que tiene un contenido aproximado de 99.5% aluminio y es recocida. Para ésta aleación se han empleado las propiedades mecánicas presentadas en la tabla 4.1.

**Tabla 4.1.** Propiedades de la aleación de aluminio 1050-O asignadas al material del modelo de celda unitaria [MATWEB, 2009].

<b>Densidad (<math>\rho</math>):</b>	2705 Kg/m <sup>3</sup>
<b>Módulo de Young (<math>E</math>):</b>	69 GPa
<b>Coeficiente de Poisson (<math>\nu</math>):</b>	0.33
<b>Límite Elástico (<math>\sigma_y</math>):</b>	28 MPa

En la modelización constitutiva de la AA1050-O, se ha implementado un comportamiento lineal elastoplástico con endurecimiento isotrópico y criterio de fluencia de Von Mises. Los datos de endurecimiento por deformación que se han utilizado son los reportados por SIMÕES ET AL. [2009], mostrados en la figura 4.6.



**Figura 4.6.** Curva tensión-deformación a tracción cuasiestática de la aleación de aluminio 1050-O [SIMÕES ET AL., 2009].

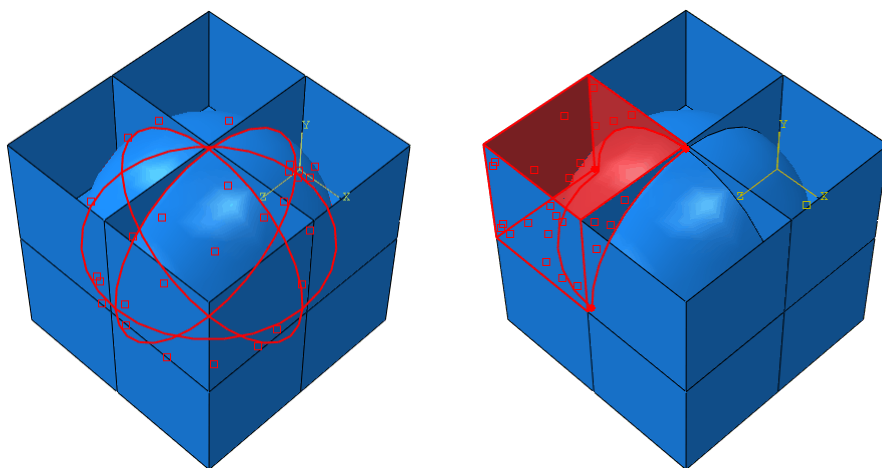
#### 4.2.2.3.2. Condiciones de contorno

Para simular la compresión uniaxial del modelo fue necesario aplicar carga en una de sus caras laterales e impedir el desplazamiento de la cara opuesta a ésta, así como impedir el giro con respecto a la dirección principal del plano que las contiene. La carga se ha aplicado mediante control de desplazamiento, en el intervalo  $(0.5-0.65)L$ .

En la cara lateral posterior (opuesta a la de aplicación de la carga), se ha impedido el desplazamiento del punto central en las dos direcciones perpendiculares a la carga aplicada, para evitar el resbalamiento del modelo.

#### 4.2.2.3.3. Interacciones (contactos)

Sólo se han considerado interacciones de autocontacto (*self-contact*) en el modelo, ya que éstas permiten modelizar el contacto entre diferentes áreas de una misma superficie y entre varias superficies unidas mediante bordes o aristas, que son justamente las dos formas de contacto que pueden presentarse durante la compresión de la celda unitaria. Así, se ha dotado de autocontacto a la superficie interna de la esfera y a las superficies adyacentes en cada octante del modelo, del modo que se indica en la figura 4.7.



**Figura 4.7.** Interacciones tipo autocontacto en el modelo de celda unitaria: en la superficie interior de la esfera (izq) y entre las superficies de un octante (der).

Para emplear la interacción de autocontacto o “*self-contact*” se han asignado propiedades de contacto con un comportamiento normal de tipo duro (*hard contact*), que no permite transmitir tensiones de tracción a través de la interfase, y un comportamiento tangencial con un coeficiente de rozamiento de 1.35. Este coeficiente de rozamiento es el máximo valor estático que puede haber en una interacción aluminio-aluminio, como las que se presentan en el modelo durante su compresión

[ENGINEER'S HANDBOOK, 2011]. La discretización del autocontacto ha tenido una formulación de tipo superficie-superficie, con la que se refuerzan las condiciones de contacto en regiones intermedias cercanas a los nodos que interactúan, es decir, que no sólo establecen el contacto de un nodo a otro.

#### 4.2.2.3.4. *Mallado*

El modelo de celda unitaria ha sido discretizado usando elementos placa (*shell*) triangulares (3 nodos), de propósito general y formulación para deformaciones finitas, denominados S3 en la librería de ABAQUS. Estos elementos, basados en la teoría de deformación a cortadura de primer orden, son adecuados para llevar a cabo análisis con grandes deformaciones, pues tienen en cuenta deformaciones de membrana finitas y rotaciones arbitrariamente grandes, aunque para ser más precisos suelen requerir de un refinamiento considerable [SIMULIA, 2009D]. Por esta razón y luego de haber demostrado mejor convergencia que elementos placa de 4 nodos en una evaluación preliminar, se han empleado los elementos S3.

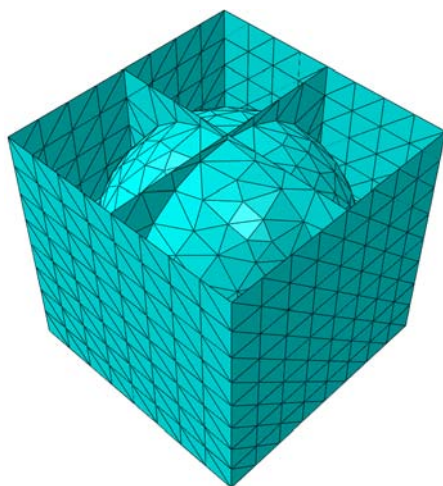
Haciendo uso del módulo de mallado (*Mesh*) incluido en el ABAQUS/CAE se ha generado una malla no estructurada de elementos finitos S3 en el modelo de celda unitaria. Para esta tarea se han dividido los bordes de la celda unitaria en  $L/8$  a fin de tener un mallado grueso de base.

Procurando obtener la mayor precisión posible durante la simulación de la compresión uniaxial de la celda unitaria, se han efectuado tres mallados adicionales de mayor densidad sobre ésta y se ha evaluado la influencia de la malla en la respuesta mecánica del modelo. En tal sentido, el mallado de base anteriormente mencionado, que se ha identificado como *Mallado 1*, fue refinado dividiendo los bordes del modelo entre  $L/8$  y  $L/48$ , como se muestra en la tabla 4.2 y en la figura 4.8. La tabla 4.2 presenta las características de los cuatro mallados generados en el modelo y analizados mediante simulación numérica en el código computacional; mientras que la figura 4.8 permite apreciarlos. Puede notarse en la figura que todos

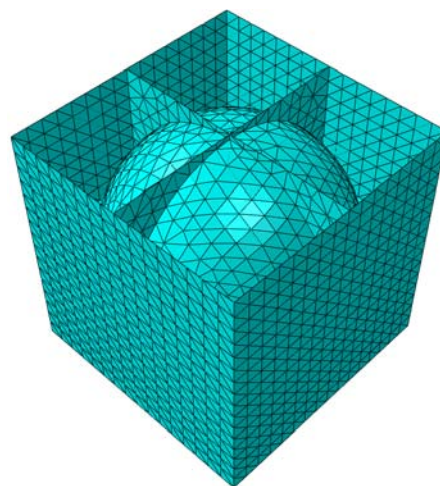
los mallados carecen de estructuración, especialmente en la esfera y en las placas internas que la unen al cajón.

**Tabla 4.2.** Características de los mallados estudiados en el modelo de celda unitaria.

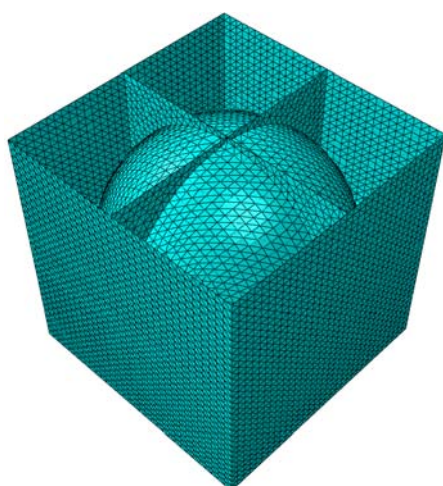
	Mallado 1	Mallado 2	Mallado 3	Mallado 4
DIVISIÓN DE BORDES	$L/8$	$L/16$	$L/32$	$L/48$
NÚMERO DE NODOS	604	2040	8028	18324
NÚMERO DE ELEMENTOS	1256	4168	16224	36896
TIPO DE ELEMENTOS	S3			



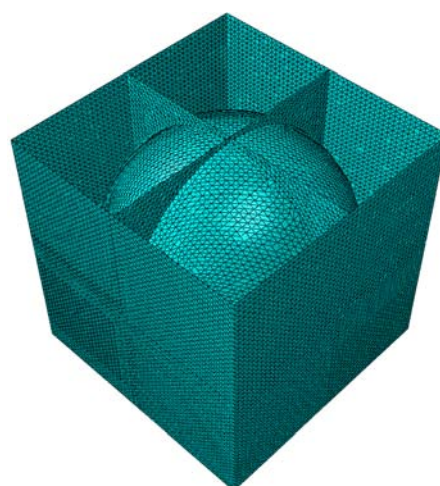
(a) Mallado 1



(b) Mallado 2



(c) Mallado 3



(d) Mallado 4

**Figura 4.8.** Mallados con elementos tipo placa (*shell*) efectuados en el modelo de celda unitaria para su análisis.



Los cuatro mallados generados en el modelo han sido analizados simulando su compresión cuasiestática en ABAQUS/Standard. En adición a las condiciones de contorno iniciales, para todos estos análisis se ha considerado un desplazamiento paralelo de las caras laterales del modelo, de acuerdo a la explicación que se hace en el apartado siguiente. Los resultados obtenidos han sido utilizados para trazar las curvas  $\sigma_N$ - $\varepsilon_N$  correspondientes y, por ende, establecer una comparación que permitiera determinar el mallado óptimo para implementar el modelo numérico de celda unitaria.

#### 4.2.2.3.5. Influencia de las condiciones de contorno laterales

Con la finalidad de evaluar el efecto que tiene la deformación de las caras laterales del modelo de celda unitaria en su respuesta a compresión uniaxial, se han considerado dos posibilidades de desplazamiento de dichas caras, a saber:

- Desplazamiento libre de caras laterales (*caras laterales libres*)
- Desplazamiento paralelo de caras laterales (*caras laterales paralelas*)

Al tener en cuenta estas dos posibilidades de desplazamiento se ha tratado de encontrar la condición de contorno más apropiada para reproducir las propiedades experimentales de la Alporas 10%, ya que, si bien es cierto que en una celda unitaria las caras laterales tienen libertad de movimiento, también hay que puntualizar que en la espuma metálica dicha celda estaría rodeada de otras tantas que restringirían su deformación. Esto implica que al considerar un desplazamiento paralelo de las caras laterales se otorga un cierto grado de periodicidad al modelo desarrollado.

Aplicando a la celda unitaria las condiciones de contorno mencionadas con anterioridad (apartado 4.2.2.3.2) se consigue modelizar el *desplazamiento libre de sus caras laterales*.

Para lograr el *desplazamiento paralelo de las caras laterales* del modelo es necesario introducir una restricción (*constraint*) en el mismo. Un modo sencillo de hacer esto en

ABAQUS, es mediante el uso de ecuaciones lineales multipunto, con las que se puede relacionar el desplazamiento de las caras laterales con un punto de referencia cualquiera. Se crea entonces un punto de referencia (RP) con respecto a cada dirección principal, esto es  $x$ ,  $y$  y  $z$ , y se relaciona el desplazamiento de éstos puntos con el par de caras laterales del modelo que son ortogonales a las tres direcciones referidas, mediante ecuaciones de forma:

$$k_1 \cdot u_x^{Cx} + k_2 \cdot u_x^{RP1} = 0 \quad (4.12)$$

$$k_1 \cdot u_y^{Cy} + k_2 \cdot u_y^{RP2} = 0 \quad (4.13)$$

$$k_1 \cdot u_z^{Cz} + k_2 \cdot u_z^{RP3} = 0 \quad (4.14)$$

donde:  $k_1$  y  $k_2$  → coeficientes de proporcionalidad entre desplazamientos de cada cara y el punto de referencia correspondiente

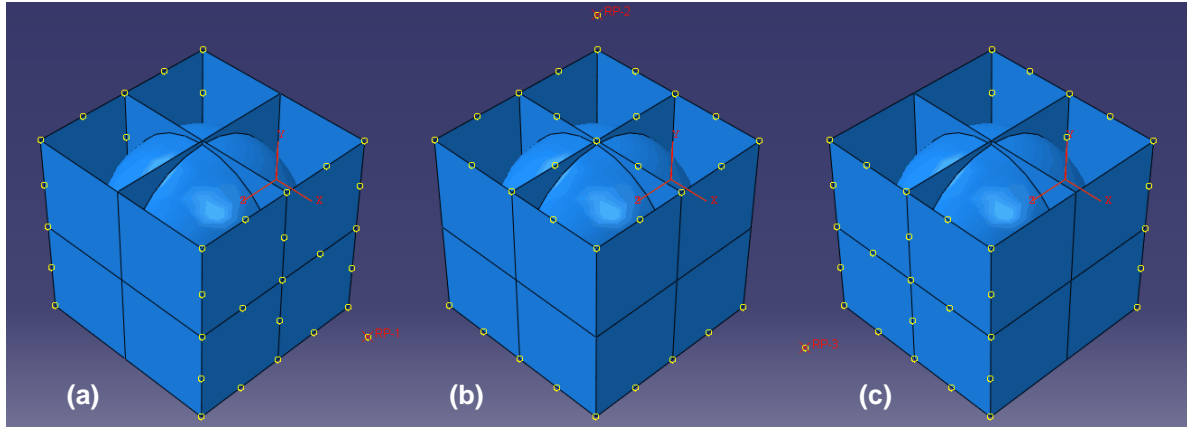
$u_x, u_y, u_z$  → desplazamientos en las direcciones principales  $x$ ,  $y$  y  $z$

$C_x, C_y, C_z$  → conjuntos de nodos que describen las caras laterales del modelo en las direcciones  $x$ ,  $y$  y  $z$  (ortogonales a éstas)

$RP1, RP2, RP3$  → puntos de referencia en las direcciones  $x$ ,  $y$  y  $z$ , respectivamente

Usando las ecuaciones 4.12, 4.13 y 4.14 para los tres pares de caras laterales principales del modelo, se han impuesto un total de seis (6) restricciones con el objetivo de hacer posible un desplazamiento paralelo de dichas caras durante el proceso de deformación a compresión uniaxial cuasiestática. Estas restricciones, que se pueden observar en la figura 4.9, se han efectuado considerando  $k_1 = 1$  en todos los casos y un  $k_2$  igual a -0.5 y 0.5, respectivamente, para las caras laterales en los sentidos positivo y negativo de las direcciones  $x$ ,  $y$  y  $z$  (indicadas en la figura 4.9).

La restricción en las caras ortogonales a la dirección  $z$ , ha facilitado la aplicación de la carga de compresión mediante control de desplazamiento de RP3.



**Figura 4.9.** Restricciones aplicadas al modelo para conseguir un desplazamiento paralelo de sus caras laterales, en las direcciones principales  $x$  (a),  $y$  (b) y  $z$  (c).

El efecto de las condiciones de contorno laterales ha sido evaluado para los mallados 1 y 2 del modelo, indicados en la tabla 4.2, por ser éstos los que tienen menor coste computacional. Esta evaluación estuvo basada en la comparación de las curvas  $\sigma_N$ - $\varepsilon_N$  estimadas luego de simular la compresión cuasiestática.

#### 4.2.2.3.6. Influencia de gas ocluido

Puesto que en la espuma Alporas la estructura celular se produce por liberación de hidrógeno ( $H_2$ ) a partir del hidruro de titanio ( $TiH_2$ ) agregado al aluminio, existe la posibilidad de que quede atrapada una porción de este elemento en estado gaseoso en algunas de sus celdas. Teniendo en consideración esta posibilidad se ha simulado la presencia de hidrógeno atrapado dentro de la esfera del modelo de celda unitaria, a fin de determinar la influencia que tiene éste fluido en su comportamiento cuasiestático a compresión. Para ello se ha creado una cavidad del referido gas, utilizando elementos lineales tipo placa de fluido hidrostático con tres (3) nodos, identificados como F3D3 en la librería de ABAQUS. Esta cavidad ha tenido una superficie igual a la que posee internamente la esfera del modelo, compartiendo nodos por tratarse de elementos tipo placa, y para ella se han definido la densidad del hidrógeno, con la temperatura y presión barométrica de referencia, y un comportamiento de gas ideal (fluido compresible).

Los elementos de fluido hidrostático F3D3 son recomendables para el análisis señalado, pues permiten establecer un acoplamiento entre la deformación sufrida por estructuras rellenas de fluido y la presión ejercida por el fluido contenido sobre la cavidad que lo contiene. Estos elementos sólo pueden utilizarse para casos en los que la cavidad se asume completamente llena del fluido.

Con los mallados 1 y 2 se analizó la influencia de gas ocluido en el modelo de celda unitaria, a partir de las curvas  $\sigma_N$ - $\varepsilon_N$  obtenidas.

#### 4.2.2.3.7. Modelos multicelda

Agrupando cuatro (4) y ocho (8) celdas unitarias se han desarrollado los modelos multicelda que se ilustran en las figuras 4.10 y 4.11, respectivamente, y se ha llevado a cabo su análisis numérico a compresión. Con estos modelos se ha procurado conferir periodicidad a la celda unitaria propuesta, para evaluar la influencia que tienen estas configuraciones periódicas al modelizar su compresión cuasiestática.

Como puede verse en las figuras 4.10 y 4.11, en ambos modelos las celdas unitarias comparten entre sí dos de sus paredes laterales, de modo que la expresión 4.9 pasa a tener la forma:

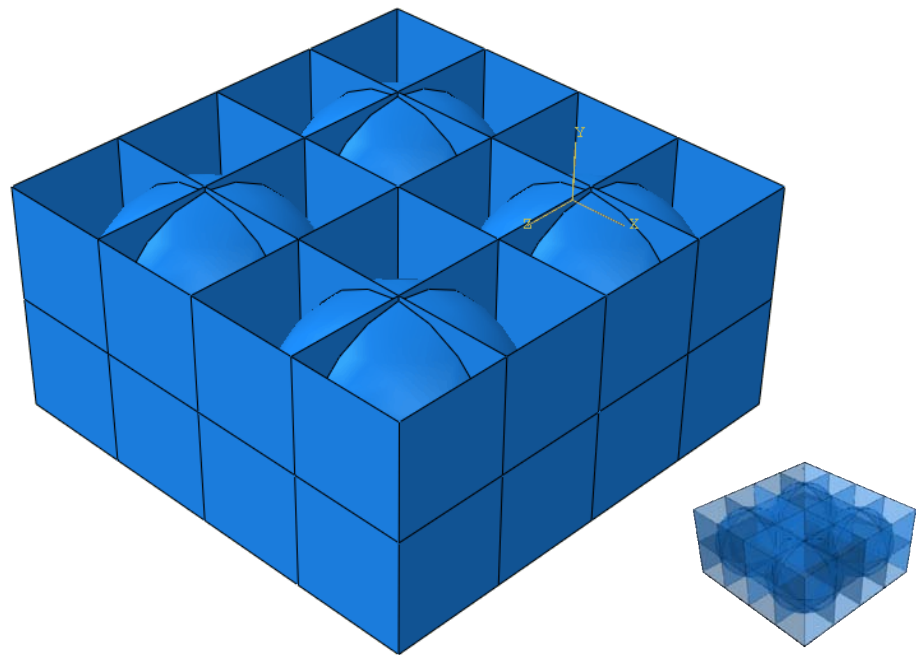
$$\frac{\rho^*}{\rho_s} = \frac{\left[ 24L^2 + 4\pi\left(\frac{d}{2}\right)^2 \right] \cdot h_s}{4L^3} \quad (4.15)$$

y, por ende, el espesor ( $h_s$ ) que han de tener las placas de los modelos multicelda pasar a estar determinado por la expresión:

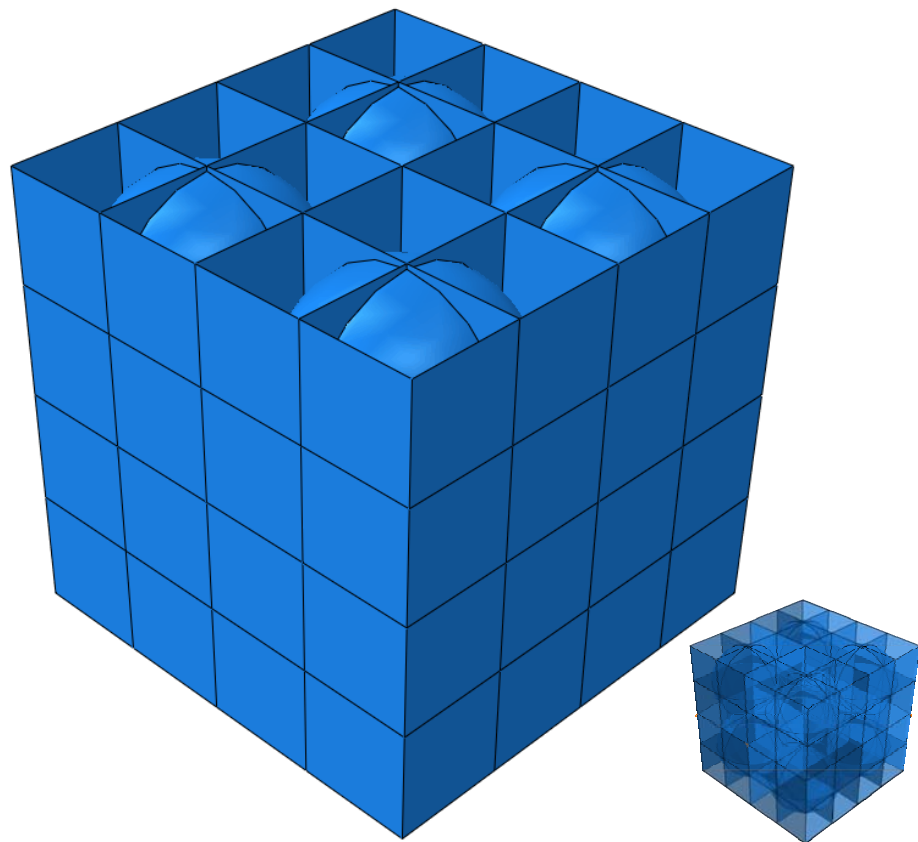
$$h_s = \frac{\left( \frac{\rho^*}{\rho_s} \right) \cdot 4(d+h)^3}{(24 \cdot d^2 + 24 \cdot h^2 + 48 \cdot d \cdot h + \pi \cdot d)} \quad (4.16)$$

Introduciendo las propiedades de la Alporas 10% en la expresión anterior, resulta entonces

$$h_s = 3.8 \cdot 10^{-2} \text{ mm}$$



**Figura 4.10.** Modelo multicelda con cuatro (4) celdas unitarias (*Multicelda I*).

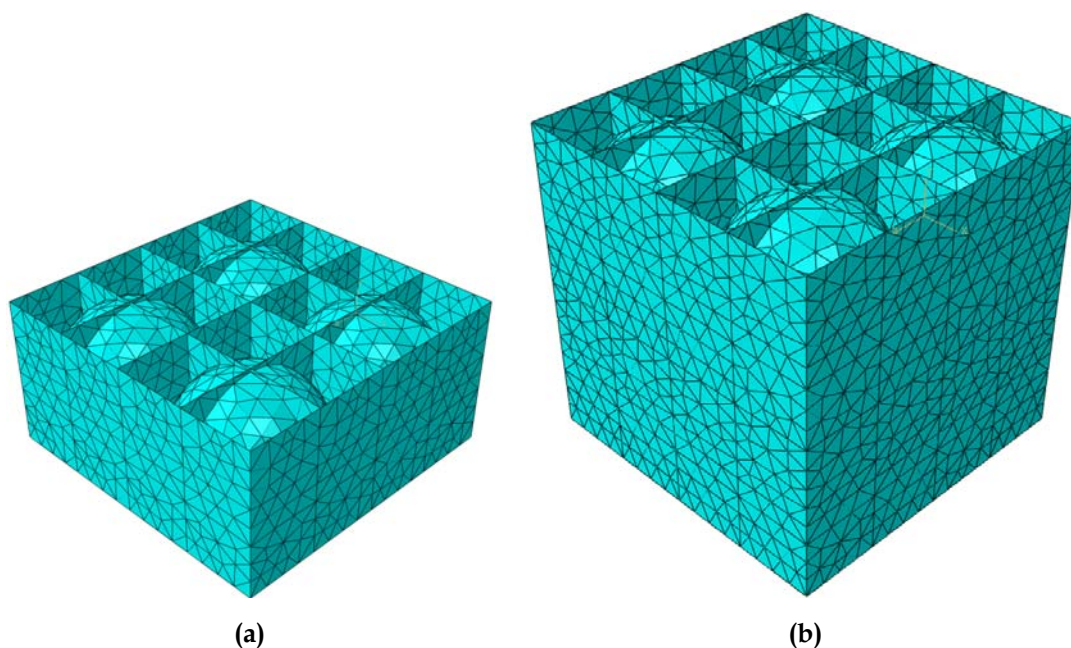


**Figura 4.11** Modelo multicelda con ocho (8) celdas unitarias (*Multicelda II*).

Al igual que para el caso de la celda unitaria, se ha simulado la compresión de los modelos multicelda aplicando la carga mediante control de desplazamiento, hasta aproximadamente  $0.5L$ , es decir, hasta aproximadamente una deformación nominal de 0.5. Esto se hizo aplicando las mismas condiciones de contorno iniciales que en la celda unitaria y realizando una discretización igual a la correspondiente para el Mallado 1. En la tabla 4.3 se indican las características que ha tenido la malla generada en cada modelo multicelda y en la figura 4.12 se muestran dichas mallas.

**Tabla 4.3.** Características de la malla en los modelos multicelda.

	<i>Multicelda I</i> (4 celdas)	<i>Multicelda II</i> (8 celdas)
DIVISIÓN DE BORDES	$L/16$	$L/16$
NÚMERO DE NODOS	3529	2053
NÚMERO DE ELEMENTOS	7968	4416
TIPO DE ELEMENTOS	S3	



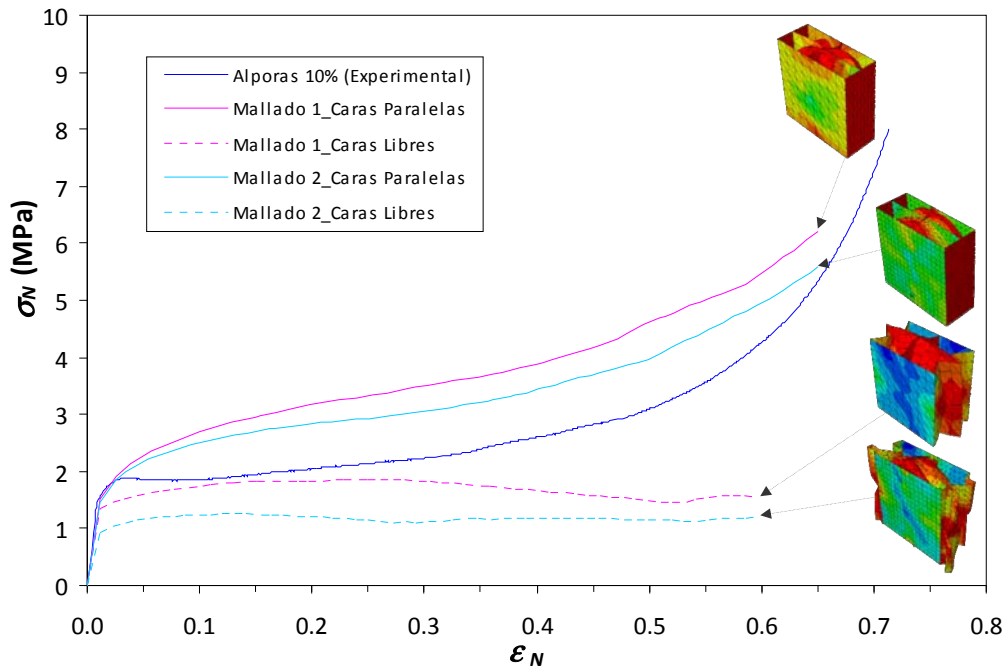
**Figura 4.12.** Mallas generadas en los modelos multicelda: (a) *Multicelda I*,  
(b) *Multicelda II*.

En el análisis numérico de los modelos multicelda se estudiaron las dos condiciones de contorno laterales descritas en el apartado 4.2.2.3.5, estas son, caras libres y caras paralelas. Los resultados de este análisis fueron comparados con los obtenidos para la celda unitaria, en las referidas condiciones de contorno laterales.

#### 4.2.2.4. Resultados y Discusión

##### 4.2.2.4.1. Influencia de las condiciones de contorno laterales

La figura 4.13 muestra las curvas  $\sigma_N$ - $\epsilon_N$  obtenidas luego de simular la compresión cuasiestática del modelo de celda unitaria mediante los mallados 1 y 2, considerando las condiciones de contorno laterales de *caras paralelas* y *caras libres*. Como puede verse en la figura, existe una marcada diferencia entre los resultados obtenidos para las dos condiciones de contorno laterales, siendo las curvas obtenidas para el modelo con caras paralelas las que más se asemejan a la respuesta mecánica de la Alporas 10%. Así mismo, se observa un efecto del refinamiento de la malla, que indica una sobrestimación de la tensión para el mallado más vasto (Mallado 1).



**Figura 4.13.** Comparación de curvas  $\sigma_N$ - $\epsilon_N$  obtenidas al simular la compresión cuasiestática de la celda unitaria con distintas condiciones de contorno laterales.

Para todas las curvas mostradas, la figura 4.13 incluye una imagen del modelo correspondiente deformado a  $\varepsilon_N \approx 0.6$ , que permite apreciar la deformación de las caras laterales en cada uno de los casos analizado.

Es evidente en la figura 4.13 la inconsistencia que tienen los resultados del modelo numérico con caras laterales libres con los datos obtenidos experimentalmente para la espuma metálica. Únicamente existe algo de similitud en la zona elástica que muestra una pendiente muy parecida, pero una extensión diferente, pues en el modelo se anticipa la plastificación. Aunque a que a partir de la plastificación el modelo de caras libres presenta lo que parece ser una meseta de tensión, el endurecimiento es ligeramente decreciente, lo cual es incoherente con la respuesta a compresión cuasiestática de la espuma e incluso de la mayoría de los materiales de base metálica. Aún más discordante es que el modelo en cuestión no exhibe un inicio claro de la compactación. Este comportamiento podría atribuirse al hecho de que la libertad de movimiento de sus caras laterales facilita la flexión de éstas y de las paredes de la esfera interna, haciendo que disminuya ligeramente la carga aplicada durante el proceso de deformación.

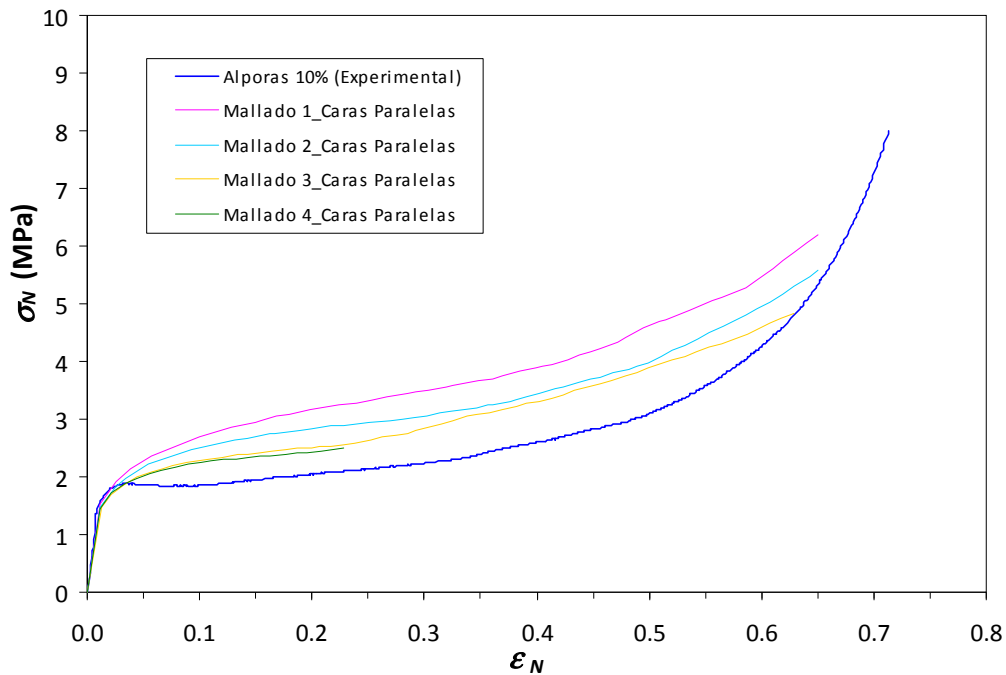
Por otra parte, las curvas  $\sigma_N$ - $\varepsilon_N$  obtenidas para el modelo de caras paralelas sí demuestran tener una región elástica muy similar a la de la Alporas, tanto en su extensión como en el valor de la rigidez. El endurecimiento tiene una pendiente creciente que también se asemeja a la de la Alporas, aunque se diferencia ligeramente a partir de la compactación y no muestra el pico de tensión al comienzo de la plastificación. Esto resulta previsible, pues la aparición del pico de tensión en la curva  $\sigma_N$ - $\varepsilon_N$  está asociada a la fractura y colapso masivo de bandas de celdas en la espuma y el modelo analizado tiene una sola celda, constituida por un material en el que además no se ha considerado algún modelo de daño. En relación con la meseta de tensión ( $\sigma_{pl}$ ), la curva del Mallado 2 de este modelo muestra más aproximación a la de la espuma, a pesar de que parece ser más de un 30% superior.



Debido a los resultados encontrados en el análisis de las condiciones de contorno laterales, se puede considerar que el modelo de celda unitaria con caras paralelas presenta una respuesta más ajustada al comportamiento de la espuma Alporas 10%. En virtud de esto, se han implementado tales condiciones de contorno laterales al evaluar la influencia de otros factores.

#### 4.2.2.4.2. Influencia del mallado

En la figura 4.14 se muestran las curvas  $\sigma_N$ - $\epsilon_N$  resultantes para los cuatro mallados estudiados.



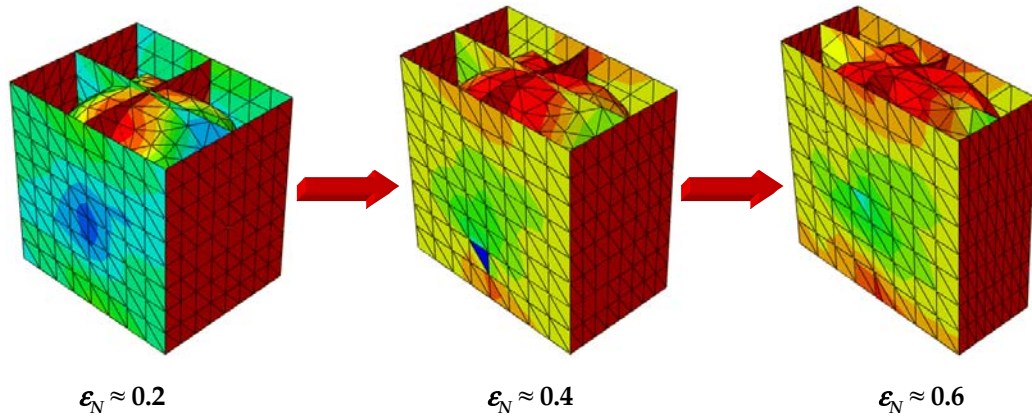
**Figura 4.14.** Curvas  $\sigma_N$ - $\epsilon_N$  obtenidas al simular la compresión cuasiestática del modelo de celda unitaria con diferentes mallados.

Puede notarse en la figura 4.14 la influencia que tiene la densidad de mallado en la respuesta a compresión del modelo, de forma tal que dicha respuesta tiende a aproximarse más a la de la espuma metálica a medida que aumenta el refinamiento de la malla. Esto permite inferir mayor precisión del modelo para los mallados más finos (Mallados 3 y 4). No obstante, en la figura se observa que la curva

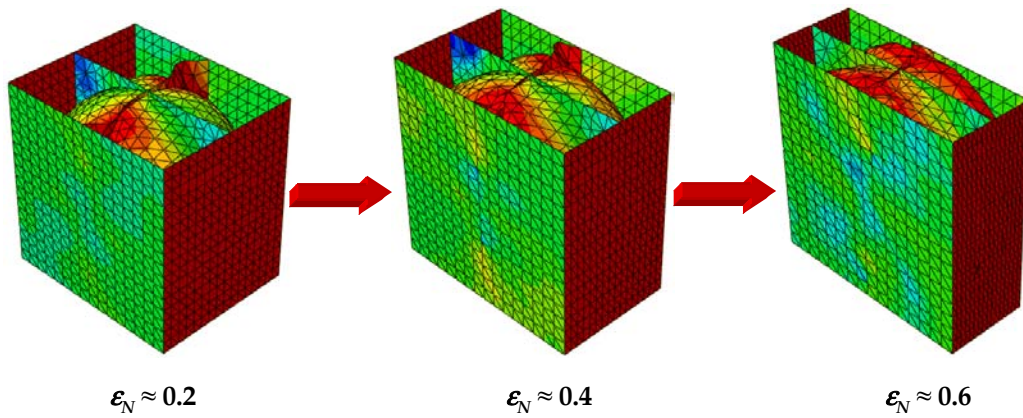
correspondiente al Mallado 4 llega hasta una deformación nominal de poco más de 0.2. Esto se debe a que para el referido mallado el modelo no alcanza convergencia más allá de tal deformación nominal. Teniendo en cuenta que el resultado obtenido para el Mallado 4 difiere en menos de 3% del obtenido para el Mallado 3 y que su coste computacional es excesivamente mayor, la falta de convergencia antes indicada pierde relevancia al considerarse que este mallado (Mallado 4) no es adecuado para modelizar la compresión cuasiestática de la celda unitaria. Así pues, el modelo con Mallado 3 parece ser el más idóneo para simular la compresión de la espuma.

Es interesante ver en la figura 4.14 como para todos los mallados la línea de carga inicial del modelo es considerablemente ajustada a la de la Alporas 10%, esto es, evidenciando una similitud en el módulo de Young (módulo tangente), que a su vez es mucho menor que el del material del cual está constituida la celda unitaria. Esto mismo se encontró en el modelo con caras laterales libres (figura 4.13), por lo que podría suponerse que la capacidad que tiene el modelo para reproducir el comportamiento elástico de la espuma se debe a su configuración (esfera confinada en un cajón al que está unido mediante tres planos ortogonales) y al tipo de elementos utilizados.

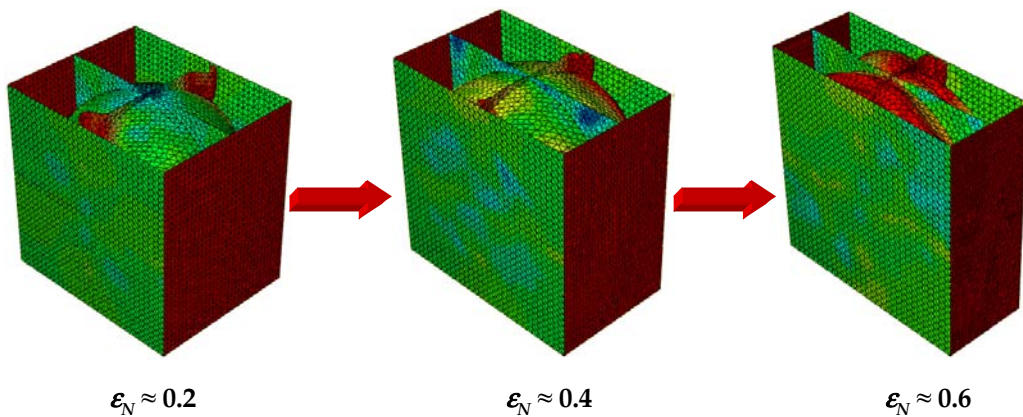
Las figuras 4.15, 4.16 y 4.17 muestran la evolución de la deformación durante la compresión del modelo de celda unitaria con Mallados 1, 2 y 3, respectivamente, para deformaciones nominales entre 0.2 y 0.6. Las imágenes mostradas en estas figuras dejan ver una falta de simetría en la distribución de tensiones, que se acentúa para el mallado más grueso. Esta falta de simetría es inherente a la geometría y elementos del modelo y podría considerarse ligeramente favorable ya que le conferiría un cierto grado de realismo con respecto a la anisotropía del material. Comparando las tres figuras se observa que a medida que se refina el mallado la tensión tiende a concentrarse en la esfera y en las placas perpendiculares al plano de aplicación de la carga; como debe suceder. Esto confirma la idoneidad relativa del Mallado 3 para la modelización.



**Figura 4.15.** Evolución de la deformación durante la compresión cuasiestática del modelo de celda unitaria con *Mallado 1*.



**Figura 4.16.** Evolución de la deformación durante la compresión cuasiestática del modelo de celda unitaria con *Mallado 2*.



**Figura 4.17.** Evolución de la deformación durante la compresión cuasiestática del modelo de celda unitaria con *Mallado 3*.

Si bien es cierto que el modelo de celda unitaria no exhibe un pico de tensión y que la meseta de tensión no se aprecia tan marcada como la de la espuma metálica, es posible hacer una estimación de sus propiedades mecánicas con el Mallado 3 que ha sido el más aproximado. En la tabla 4.4 se recogen las propiedades mecánicas estimadas para el modelo con mallado 3.

**Tabla 4.4.** Propiedades mecánicas cuasiestáticas a compresión del modelo de celda unitaria con *Mallado 3*.

$E$ (GPa)	$\sigma_y$ (MPa)	$\sigma_c$ (MPa)	$\sigma_{pl}$ (MPa)	$\epsilon_D$ (%)
0.12	1.6	1.7	3.0	59

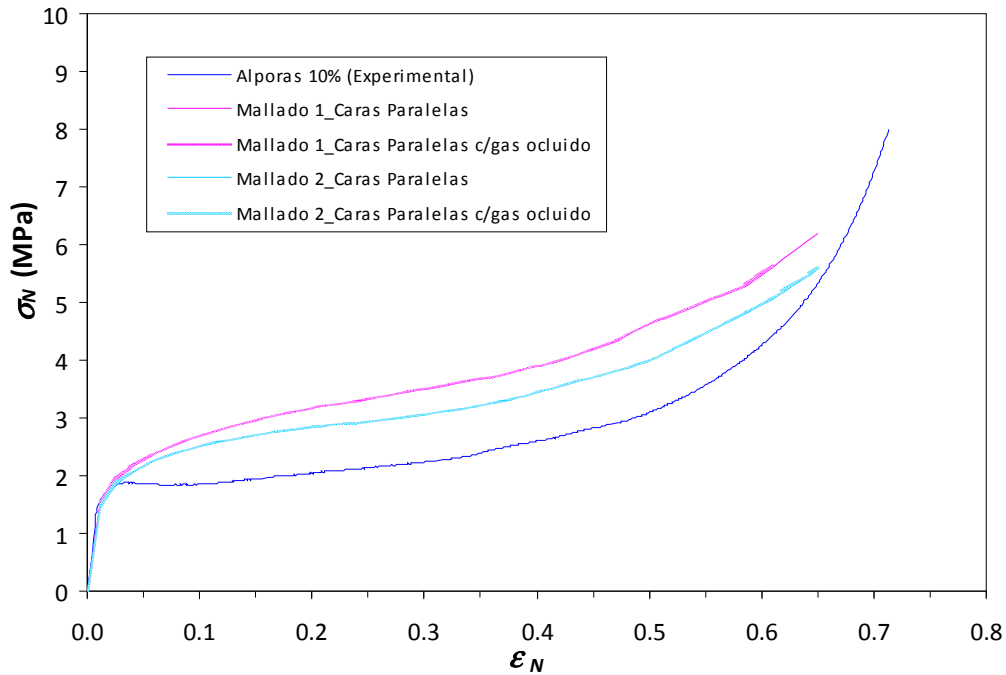
La mayoría de las propiedades de la tabla 4.4 indican cierta similitud con las estimadas para la Alporas 10% (ver tabla 3.2). La diferencia más importante se presenta para el valor de la meseta de tensión,  $\sigma_{pl}$ , que es aproximadamente un 36% superior. Parte de esta diferencia se debe a la falta de horizontalidad de la meseta y al retraso de la compactación en términos de  $\epsilon_D$ , que intervienen en el procedimiento de cálculo.

Pese a que la respuesta del modelo de celda unitaria no demuestra un ajuste perfecto con la de la Alporas 10%, pues sobreestima su meseta de tensión y no puede reproducir el pico de tensión al inicio de la plastificación, podría considerarse bastante aceptable como aproximación en el diseño con este tipo de materiales; más aún teniendo en cuenta que en un modelo de este tipo es inviable introducir la fractura y colapso de celda, que es uno de los mecanismos que ocurren durante la deformación de las espumas metálicas sometidas a compresión.

#### 4.2.2.4.3. Influencia de gas ocluido

La creación de una cavidad de fluido, específicamente de hidrógeno gaseoso, en el interior de la esfera del modelo de celda unitaria no ha arrojado resultados

significativos en cuanto a su influencia, como se puede ver en la figura 4.18, que muestra las curvas  $\sigma_N$ - $\varepsilon_N$  obtenidas para dos mallados y su comparación con las halladas para el modelo vacío (sin gas ocluido).



**Figura 4.18.** Comparación de curvas  $\sigma_N$ - $\varepsilon_N$  obtenidas al simular la compresión cuasiestática del modelo de celda unitaria vacío y con gas ocluido.

La diferencia entre las curvas del modelo vacío y con gas ocluido no llega a ser siquiera del 1%, lo que pone de manifiesto el insignificante efecto del gas en la respuesta a compresión del modelo y, presumiblemente, de la espuma metálica.

El resultado anterior se puede corroborar de forma analítica para la Alporas 10%, utilizando expresiones propuestas por GIBSON Y ASHBY [1999] para estimar la contribución en términos de tensión del gas ocluido sobre la resistencia de la espuma.

Asumiendo que el fluido es compresible (gas ideal), GIBSON Y ASHBY [1999] señalan que éste produce un incremento de la resistencia,  $\Delta\sigma$ , bajo compresión isotérmica o adiabática, que puede cuantificarse respectivamente mediante las expresiones:

$$\Delta\sigma = \frac{P_0 \cdot \varepsilon_D (1 - 2\nu)}{\left[ 1 - \varepsilon_D (1 - 2\nu) - \frac{\rho^*}{\rho_s} \right]} \quad (4.17)$$

$$\Delta\sigma = P_0 \left[ \left( \frac{1 - \frac{\rho^*}{\rho_s}}{1 - \varepsilon_D (1 - 2\nu) - \frac{\rho^*}{\rho_s}} \right)^{\gamma^*} - 1 \right] \quad (4.18)$$

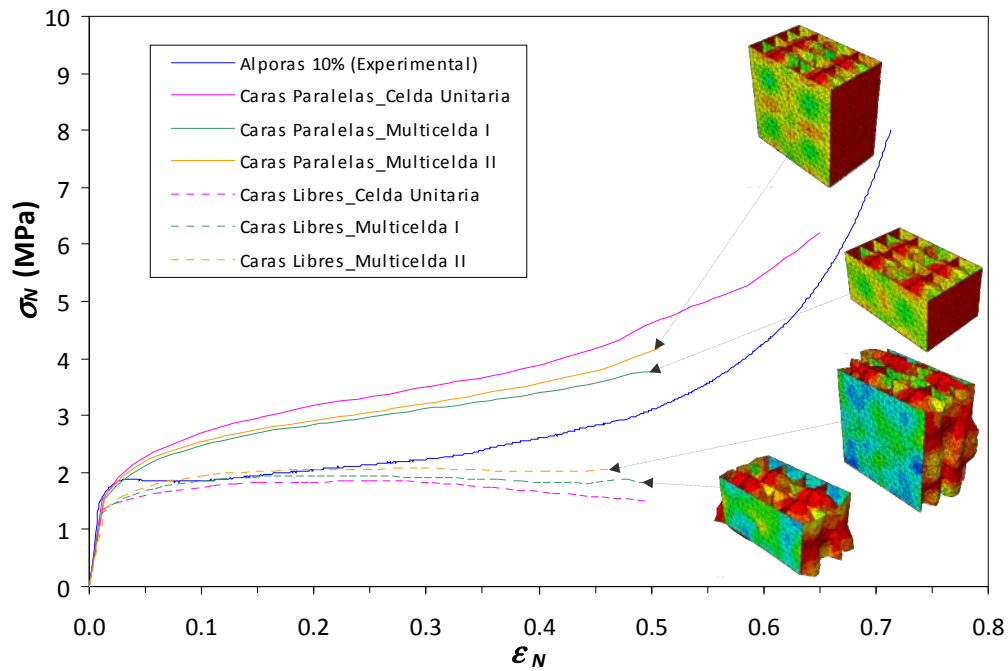
donde  $P_0$  es la presión atmosférica y  $\gamma^*$  la tasa de calor específico del gas, definida como el cociente entre los valores de calor específico a presión constante y a volumen constante.

Considerando una presión atmosférica  $P_0 = 0.1$  MPa y la tasa de calor específico del hidrógeno a 20 °C de  $\gamma^* = 1.41$  se puede estimar el incremento de resistencia en la Alporas 10% introduciendo en ambas expresiones sus propiedades. Haciendo esto, los incrementos de resistencia que se obtienen mediante las expresiones 4.17 y 4.18 son, respectivamente, 0.047 y 0.072 MPa. Estos valores corresponden a incrementos del 3 y 4% en la resistencia de la Alporas, por lo que ratifican la insignificante influencia del gas ocluido encontrada en la modelización.

#### 4.2.2.4.4. Modelos multicelda

En la compresión uniaxial de los modelos con 4 y 8 celdas, identificados como *Multicelda I* y *II* respectivamente, se tuvieron en cuenta las condiciones de contorno laterales de *caras libres* y *caras paralelas* para evaluar su influencia en estos modelos.

La figura 4.19 presenta los resultados obtenidos luego de simular la compresión cuasiestática de los modelos multicelda y se comparan éstos con los de la celda unitaria. La comparación se ha efectuado en base a un mismo tamaño de elemento (mismo mallado) para la celda unitaria y los modelos multicelda.



**Figura 4.19.** Comparación de curvas  $\sigma_N$ - $\epsilon_N$  obtenidas al simular la compresión cuasiestática del modelo de celda unitaria y de los modelos multicelda con el mismo mallado (Mallado 1).

Al igual que como ocurre para el modelo de celda unitaria, la condición de contorno de caras laterales libres influye negativamente en la respuesta a compresión de los modelos multicelda, ya que ocasiona una subestimación del límite elástico y es incapaz de reproducir la compactación progresiva durante el proceso de deformación.

Por el contrario, los modelos multicelda con caras paralelas tienen una respuesta elástica muy parecida a la de la Alporas y prácticamente igual a la del modelo de celda unitaria, como se puede apreciar en la figura 4.19. En las curvas  $\sigma_N$ - $\epsilon_N$  de estos modelos el endurecimiento hace evidente una ligera y progresiva compactación. En comparación con el modelo de celda unitaria, dicho endurecimiento parece experimentar un efecto similar al de refinamiento de la malla, acercándose ligeramente más al de la espuma metálica. Sin embargo, el paso de 4 a 8 celdas parece revertir levemente tal efecto.

La semejanza que existe entre las curvas  $\sigma_N$ - $\varepsilon_N$  de los modelos Multicelda I y II, es indicativa de una escasa influencia en el número de celdas, es decir, que conlleva a la suposición de no requerir un gran número de celdas para mejorar los resultados de la modelización, menos aún teniendo en consideración que la convergencia de dichos modelos es compleja debido al gran número de interacciones de tipo autocontacto que requieren (1 por cada octante y 1 para el interior de cada esfera: 36 para el modelo *Multicelda I* y 72 para el modelo *Multicelda II*).

Obviamente los modelos multicelda tampoco pueden reproducir el pico de tensión de la Alporas porque no se ha implementado algún modelo de daño para el material asignado a las celdas. Si se llegara a implementar un modelo de daño para el material de las celdas podría ocurrir el fallo simultáneo de todas, o casi todas, las celdas del modelo a una determinada tensión, por encima de su resistencia a fractura, con lo cual no tendrían utilidad los resultados ni, por tanto, el modelo multicelda. Ahora bien, si además del modelo de daño se introdujeran variaciones locales del espesor de los elementos placa y/o discontinuidades tales como grietas o fisuras en algunas de las celdas, se propiciaría la fractura y colapso no simultáneo de éstas, del mismo modo que ocurre durante la compresión de la espuma metálica y, eventualmente, podría reproducirse mejor la meseta de tensión y hasta evidenciarse el pico de tensión.

## 4.3. SIMULACIÓN DEL ENSAYO DINÁMICO DE COMPRESIÓN

### 4.3.1. GENERALIDADES

Debido a la dificultad que existe para ensayar las espumas metálicas en SHPB, por su baja impedancia mecánica en relación con los materiales convencionalmente utilizados en la fabricación de barras y percutores, se llevó a cabo una evaluación numérica orientada a la determinación del material y dimensiones necesarios para preparar un juego de barras y percutor adecuado para la caracterización dinámica de la Alporas 10%.



Como se ha mencionado en el capítulo 2, existen diversas investigaciones que reportan el uso de barras fabricadas con nylon y PMMA (*Polymethylmethacrylate*: Polimetilmetacrilato) para el ensayo convencional en SHPB de materiales blandos de baja impedancia [ZHAO *ET AL.*, 1997, 2005; DESHPANDE Y FLECK, 2000B; ELNASRI *ET AL.*, 2007; KIERNAN *ET AL.*, 2009]. En vista de ello se seleccionaron estos materiales viscoelásticos para evaluar su sensibilidad en la caracterización dinámica de la espuma Alporas mediante la modelización del referido ensayo. La evaluación se hizo a través de un análisis comparativo entre los resultados obtenidos para ambos materiales y los obtenidos para un acero, usado comúnmente en la fabricación de barras y percutores.

En la modelización del ensayo en SHPB de la espuma metálica se ha empleado la versión 6.9-2 del ABAQUS/CAE para el pre y postprocesamiento y el ABAQUS/*Explicit* para el análisis numérico.

Se ha implementando el modelo constitutivo de espuma compactable (*crushable foam*) con endurecimiento isotrópico para la Alporas 10%, conforme a la calibración efectuada en el apartado 4.2.1.2. Esto quiere decir que como parámetros de entrada para la espuma metálica se utilizaron sus propiedades cuasiestáticas obtenidas experimentalmente. El uso de estos datos se debió a la falta de información fiable sobre el comportamiento dinámico de la Alporas al momento de llevar a cabo el análisis (que se hizo con anterioridad a los ensayos en SHPB) y a la recomendación que hacen ASHBY *ET AL.* [2000], que establecen la utilidad de los datos cuasiestáticos de la espuma como aproximación inicial aceptable en el diseño conceptual de diversas aplicaciones prácticas.

La validez de la suposición realizada en base a lo indicado por ASHBY *ET AL.* [2000] se verificaría una vez que se llevaran a cabo los ensayos de la espuma metálica en el dispositivo de SHPB diseñado.

### 4.3.2. MATERIAL DE LAS BARRAS Y EL PERCUTOR

Se consideraron tres materiales para las barras y percutor del dispositivo de SHPB, a fin de evaluar su sensibilidad en la caracterización de la espuma. Estos materiales fueron acero, nylon y PMMA. Las propiedades mecánicas más importantes de estos materiales que se utilizaron para el análisis numérico se presentan en la tabla 4.5.

**Tabla 4.5.** Propiedades utilizadas para los materiales asignados a las barras y el percutor del dispositivo de SHPB.

Material	Densidad (kg/m <sup>3</sup> )	Módulo de Young, $E$ (GPa)	Coefficiente de Poisson, $\nu$	Velocidad de onda elástica, $C$ (m/s)
Acero <sup>[SASSO ET AL., 2008]</sup>	7800	207	0.30	5152
PMMA <sup>[ANEXO 3]</sup>	1190	3.0	0.35	1588
Nylon <sup>[KIERNAN ET AL., 2009]</sup>	1350	7.5	0.35	2357

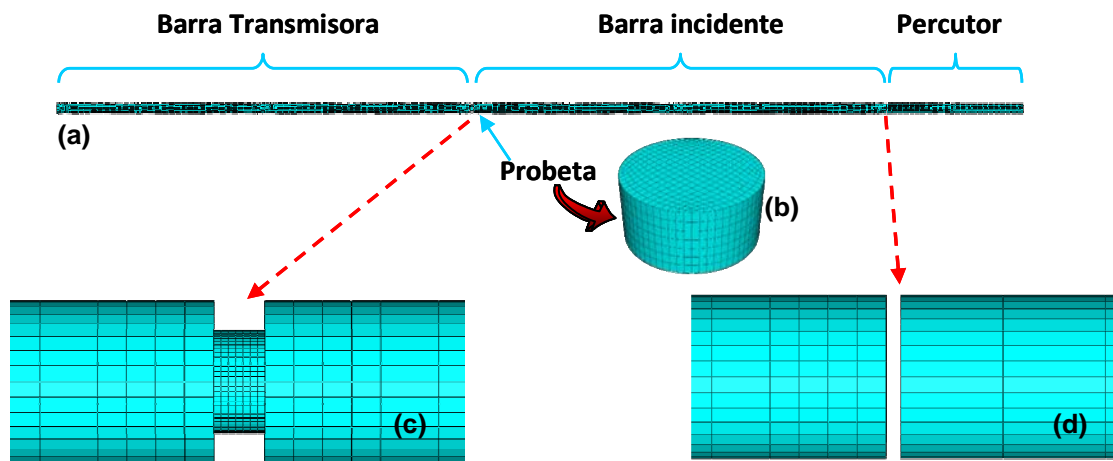
Cada material asignado a las barras y al percutor se modelizó constitutivamente como elástico lineal.

Para simplificar el modelo numérico, no se han considerado las propiedades viscoelásticas del nylon y ni del PMMA, puesto que en un trabajo previo desarrollado por ZHAO ET AL. [1997] estas propiedades demostraron tener un efecto insignificante sobre las relaciones lineales tensión-deformación involucradas en el ensayo en SHPB. Además, esta misma simplificación se ha utilizado previamente en estudios numéricos similares con barras de nylon [KIERNAN ET AL., 2009; PATTOFATTO ET AL., 2007].

### 4.3.3. MODELO NUMÉRICO DEL ENSAYO EN SHPB

Partiendo del arreglo convencional mostrado en la figura 3.14 y tomando como referencia las dimensiones del equipo existente en el Laboratorio de Caracterización Mecánica, del Departamento de Mecánica de Medios Continuos y Teoría de

Estructuras, se realizó el modelo numérico de las barras y el percutor con un diámetro común de 22 mm y con longitudes de 1 m y 330 mm, respectivamente. En contacto con las barras incidente y transmisora se incorporó una probeta cilíndrica de 14 mm de diámetro y 7 mm de longitud. Inicialmente se estableció una separación de 2 mm entre el percutor y la barra incidente. Para crear el modelo numérico con todo este arreglo se usaron elementos sólidos tridimensionales de ocho (8) nodos con formulación lineal e integración reducida (C3D8R en ABAQUS). En la figura 4.20 se muestra el modelo numérico realizado, incluyendo un detalle (vista ampliada) de la probeta, del contacto entre ésta y las barras y del contacto percutor-barra incidente.



**Figura 4.20.** Modelo numérico del ensayo en SHPB de la espuma (a) con detalle de la malla en la probeta (b), en su contacto con las barras (c) y en el contacto percutor-barra incidente (d).

El modelo numérico se discretizó usando un mallado estructurado en todas sus partes. Haciendo un estudio de sensibilidad de malla se llegó a obtener un mallado óptimo del modelo con 96 elementos en la sección transversal de las barras y el percutor y 320 elementos en la sección de la probeta cilíndrica. A lo largo de su longitud el percutor, las barras y la probeta tuvieron 24, 80 y 7 elementos, respectivamente. El mallado de las barras fue ligeramente refinado en sus extremos (figuras 4.20c y 4.20d), por ubicarse en ellos los contactos, y a la mitad de su longitud, por ser el lugar de colocación de las bandas extensométricas. Se ha empleado mayor

densidad de malla en la sección transversal del arreglo que en su longitud, como puede verse para la probeta en la figura 4.20b, con el objeto de reproducir con suficiente fiabilidad la curvatura que tienen todas las partes del modelo.

Entre las superficies del modelo se definieron contactos sin fricción (*frictionless*), ya que ésta no influye significativamente sobre los resultados, pues sólo se presenta contacto directo a compresión. Esta interacción o condición de contacto también fue utilizada por LOPATNIKOV *ET AL.* [2003] y por KIERNAN *ET AL.* [2009].

Se aplicaron condiciones de contorno al percutor, las barras y la probeta de forma que sólo se admitiera el desplazamiento en la dirección axial. Considerando que el equipo de referencia en su configuración original (con barras de acero) permite alcanzar velocidades de impacto,  $V_{st}$ , en el intervalo de 6 a 20 m/s, se estableció este parámetro en 8 m/s mediante un campo de velocidad predefinido (*predefined velocity field*). Este valor fue escogido teniendo en consideración que el mismo debía ser lo más bajo posible para ajustarse a los datos cuasiestáticos de la espuma empleados en la modelización.

Cumpliendo el papel de bandas extensométricas, se colocaron puntos de referencia a la mitad de la longitud de las barras incidente y transmisora, con el propósito de registrar en ellos las ondas de deformación incidente, transmitida y reflejada.

Considerando que las barras y el percutor deben tener el mismo diámetro,  $D$ , se evaluaron tres longitudes relativas del dispositivo, en un intento por determinar sus dimensiones óptimas. Definiendo  $L_b$  como la longitud de la barra (igual para ambas) y  $L_{st}$  como la longitud del percutor, cabe señalar que en diversos trabajos previos acerca del ensayo en SHPB de espumas metálicas se han utilizado valores de longitud relativa,  $L_b/L_{st}$ , en el intervalo de 2 a 6 [ZHAO *ET AL.*, 2005; PERONI *ET AL.*, 2006; ELNASRI *ET AL.*, 2007; PERONI *ET AL.*, 2008; KIERNAN *ET AL.*, 2009]. Debido a que con las dimensiones inicialmente utilizadas en el modelo  $L_b/L_{st} = 3$ , se introdujeron dos

cambios en la longitud del percutor para obtener valores adicionales de longitud relativa de 2 y 5, a fin de estudiar el efecto de éste parámetro geométrico en la medición de las ondas resultantes.

El diámetro,  $D$ , del arreglo (barras y percutor) también fue modificado en función del parámetro  $L_{st}/D$ . Este parámetro, que es representativo del tamaño relativo del percutor, típicamente se encuentra entre 3 y 20 [ZHAO ET AL., 2005; PERONI ET AL., 2006; ELNASRI ET AL., 2007; PERONI ET AL., 2008; KIERNAN ET AL., 2009]. Así, para determinar su influencia en la transmisión de las ondas se le asignaron valores de 5, 15 y 20.

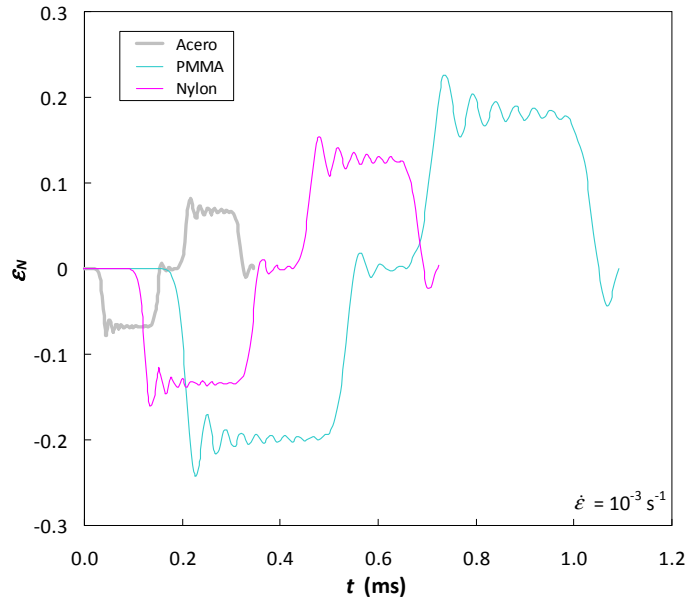
#### 4.3.4. RESULTADOS Y DISCUSIÓN

El estado de *tensión uniaxial* fue verificado en las simulaciones numéricas, por lo que estaría garantizada la hipótesis de propagación de ondas elásticas unidimensionales. También se corroboró que la componente radial de tensión no fuera significativa, por medio de dos puntos de referencia colocados en la barra incidente: uno en el centro de su eje longitudinal y otro en el perímetro a la mitad de su longitud.

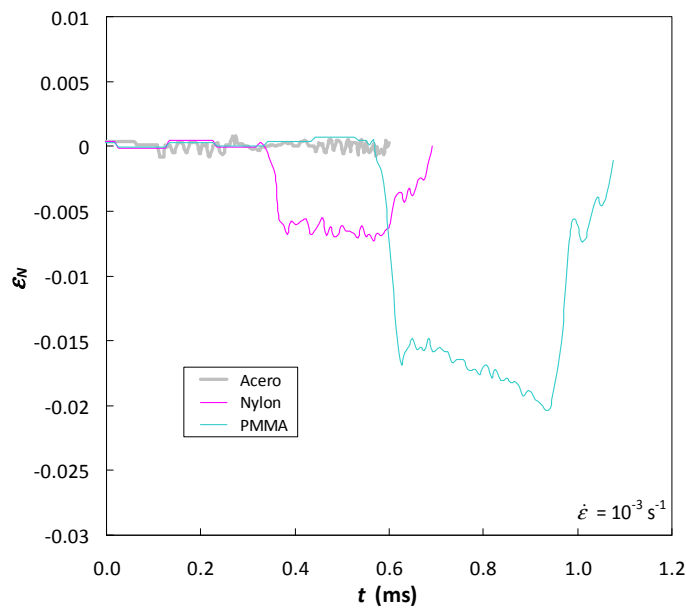
Como resultado de la modelización del ensayo en SHPB de la Alporas a  $V_{st} = 8$  m/s, se obtuvieron las ondas de deformación incidente, reflejada y transmitida que se muestra en las figuras 4.21 y 4.22. Estos resultados permiten analizar las ondas resultantes de cada material considerado para el juego de barras y percutor.

Los resultados de la figura 4.21 muestran que la amplitud de la onda incidente en la barras de acero es inferior al 50% de la obtenida con barras de nylon y al 25% de la obtenida con barras de PMMA. Una diferencia más acentuada puede apreciarse en la amplitud de las ondas transmitidas de la figura 4.22. Es evidente que la onda transmitida en las barras de acero tiene una amplitud insignificante y que, por tanto, este material no es adecuado para la caracterización dinámica de la espuma. Este hecho adquiere más relevancia al tener en cuenta que, como suele ocurrir para materiales de baja impedancia [CHEN ET AL., 1999, 2002; MUKAI ET AL., 2006; KIERNAN

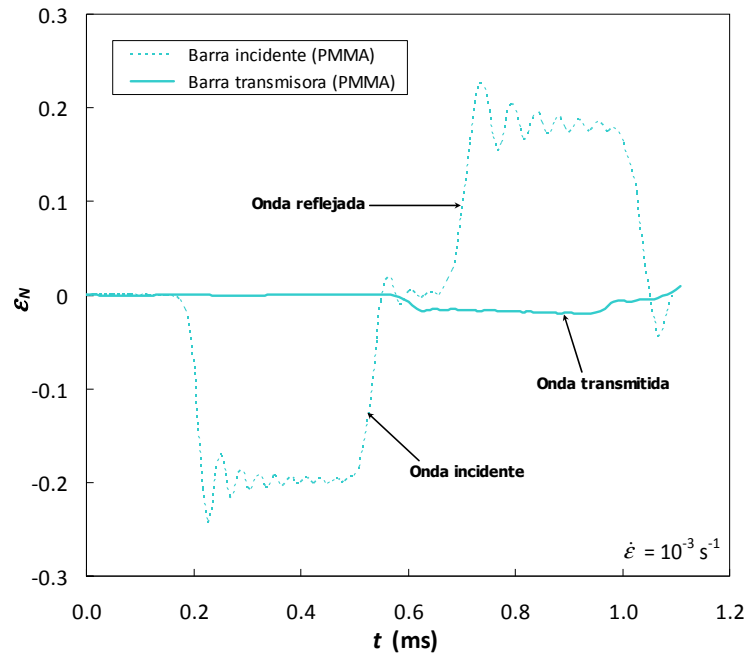
ET AL., 2009], la amplitud de la onda transmitida es muy reducida en comparación con la incidente y la reflejada, como se puede ver en la figura 4.23 para el caso particular de barras de PMMA.



**Figura 4.21.** Ondas incidente y reflejada obtenidas al simular la compresión en SHPB de la Alporas 10% para juegos de barras y percutor de distintos materiales.



**Figura 4.22.** Ondas transmitidas obtenidas al simular la compresión en SHPB de la Alporas 10% para juegos de barras y percutor de distintos materiales.

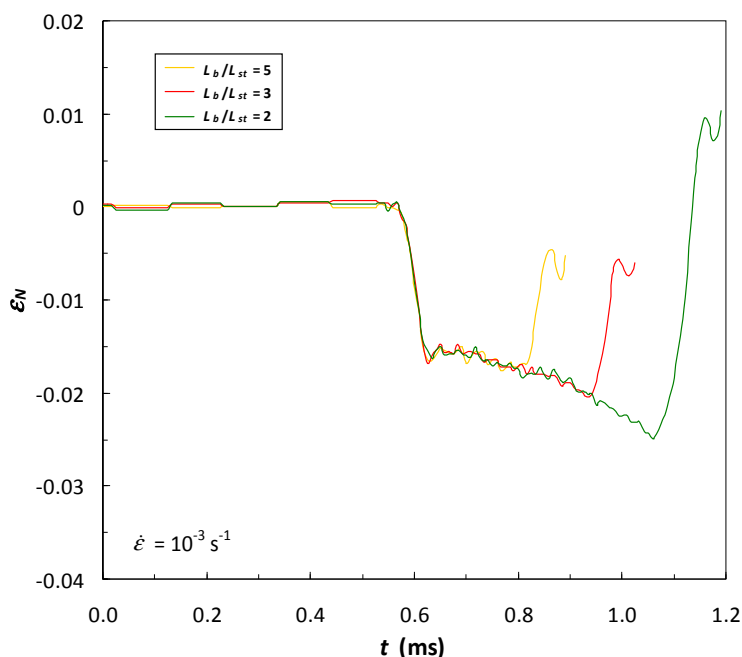


**Figura 4.23.** Ondas incidente, reflejada y transmitida obtenidas al simular la compresión en SHPB de la Alporas 10% con barras de PMMA.

A partir de los resultados obtenidos para las ondas incidente y transmitida es posible inferir la idoneidad del nylon y el PMMA para la caracterización dinámica de la Alporas, lo que confirma (como se ha reportado previamente, según lo descrito en los capítulos 2 y 3) su capacidad para incrementar la sensibilidad del dispositivo durante el ensayo en SHPB. Sin embargo, se puede ver en la figura 4.22 que las barras de PMMA exhiben mayor sensibilidad que las de nylon para registrar la onda elástica transmitida. Teniendo en cuenta esto y que las barras de nylon no deberían ser utilizadas para velocidades de impacto superiores a 20 m/s [ZHAO ET AL., 2005], se ha determinado que el PMMA es el material más idóneo para las barras y el percutor. Por tal razón, el análisis numérico consiguiente se ha llevado a cabo para un juego de barras y percutor de PMMA.

En lo que concierne al estudio de las dimensiones del arreglo de SHPB, la figura 4.24 presenta las ondas transmitidas que se obtuvieron para distintos valores de longitud relativa,  $L_b/L_{st}$ . Se observa que, como predice la teoría de propagación de ondas unidimensionales, al incrementar la longitud del percutor aumenta la duración del

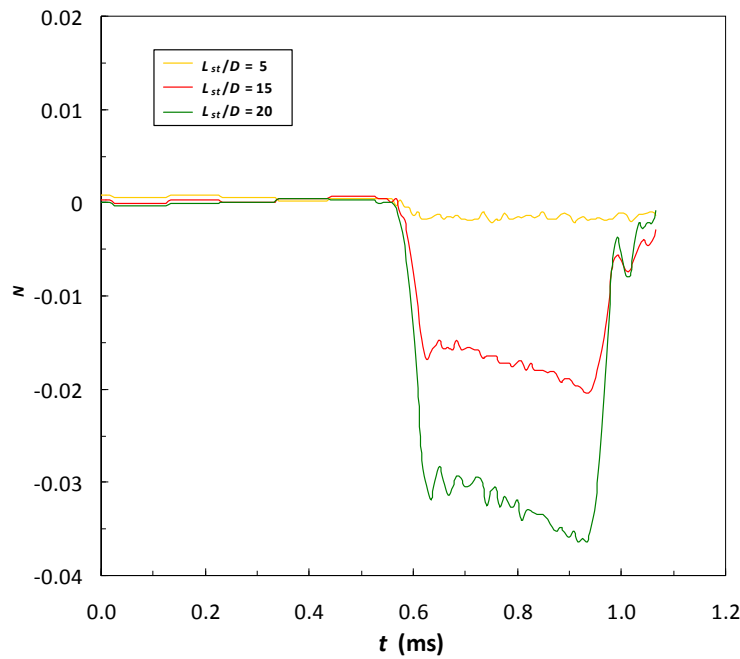
pulso y, por ende, la deformación. Para las espumas de aluminio en particular, esto implica que variando la longitud del percutor se pueden ensayar en SHPB espumas con diferentes densidades relativas ( $\rho^*/\rho_s$ ).



**Figura 4.24.** Ondas transmitidas obtenidas al simular la compresión en SHPB de la Alporas 10% con barras de PMMA de diferentes longitudes relativas ( $L_b/L_{st}$ ).

La figura 4.25 muestra las ondas transmitidas que se encontraron para diferentes tamaños relativos de percutor ( $L_{st}/D$ ). Puede verse que disminuyendo el diámetro,  $D$ , se incrementa ligeramente el período del pulso y significativamente su amplitud. Esto demuestra que tanto la longitud del percutor,  $L_{st}$ , como el diámetro de éste y de las barras,  $D$ , son parámetros geométricos importantes en el ensayo dinámico de espumas metálicas, por lo que estarían sujetos a modificaciones con la finalidad de hacer viable la experimentación. Pese a que la modificación del diámetro de las barras,  $D$ , puede parecer poco práctica, en la caracterización dinámica de espumas metálicas eventualmente debe hacerse, ya que el diámetro de las probetas debe ser suficientemente grande como para ser representativo, a fin de evitar efectos de tamaño de poro.





**Figura 4.25.** Ondas transmitidas obtenidas al simular la compresión en SHPB de la Alporas 10% con barras de PMMA y distintos tamaños relativos de percutor ( $L_{st}/D$ ).

Conociendo las características y limitaciones del dispositivo experimental tomado como referencia y considerando que: a) la longitud del percutor,  $L_{st}$ , debe ser tan largo como sea posible para alcanzar una mayor duración del pulso, pero sin exceder el 50% de la longitud de la barra incidente [ZHAO ET AL., 1997], b) el diámetro,  $D$ , debe ser suficientemente grande, y c) una gran longitud relativa de las barras,  $L_b/L_{st}$ , tiende a reducir la dispersión de las ondas [SASSO ET AL., 2008], se propuso la fabricación de un juego en PMMA de barras y percutor de 32 mm de diámetro y longitudes de 1 y 0.33 m, respectivamente, para su adaptación al equipo de SHPB existente en el Laboratorio de Caracterización Mecánica, del Departamento de Mecánica de Medios Continuos y Teoría de Estructuras, con el propósito de poder llevar a cabo una caracterización dinámica fiable de la Alporas 10%. Adicionalmente, se propuso la fabricación de otro percutor con una longitud de 0.5 m.



---

## **CAPÍTULO 5**

# **ESTUDIO DE PLACAS SÁNDWICH CON ESPUMA METÁLICA SOMETIDAS A IMPACTO DE BAJA VELOCIDAD**

*El contenido de este capítulo incluye el estudio del comportamiento frente a impacto de baja velocidad de placas sándwich de aleación de aluminio con núcleo de espuma metálica y la modelización numérica del ensayo involucrado en el estudio.*

## 5.1. GENERALIDADES

El uso de espumas metálicas en placas sándwich cubiertas con láminas de otros metales convencionales es una configuración que proporciona diversas ventajas desde el punto de vista de diseño ingenieril, puesto que permite combinar la alta capacidad de absorción de energía que tiene la espuma con la resistencia a corrosión e impacto que tienen las pieles comúnmente usadas, contando con el valor agregado de poder alcanzar mayores temperaturas de trabajo y de no ser afectada por agentes externos tales como la humedad [CRUPI Y MONTANINI, 2007]. Esto hace que sea de gran interés el estudio de su comportamiento frente a impacto para poder utilizar este tipo de estructuras como sistemas de amortiguamiento mecánico (*crash absorbers*) [DEGISCHER Y KRISZT, 2002].

El estudio del comportamiento frente a impacto de estructuras sándwich involucra la ejecución de ensayos experimentales que permitan: a) estimar la energía que son capaces de absorber durante el ensayo y b) determinar el daño producido y el mecanismo que lo causa.

Tal como se ha señalado en el apartado 2.6.2, en la literatura especializada existe poca información sobre el comportamiento frente a impacto de baja velocidad de estructuras sándwich con núcleo de espuma metálica.

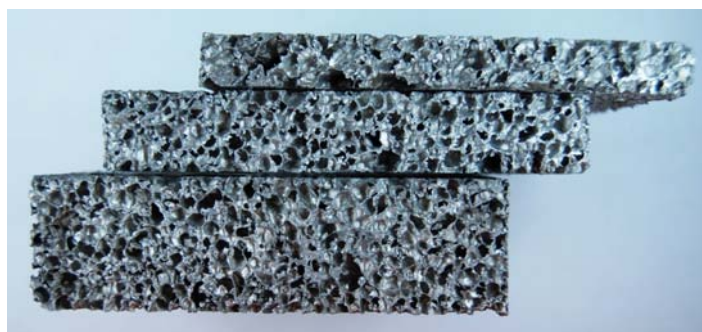
Entendiendo la necesidad que se deriva de lo anterior y siendo un objetivo fundamental de esta tesis hacer una caracterización dinámica de la espuma metálica que permita su aplicación en sistemas de absorción de energía, se ha llevado a cabo el estudio frente a impacto de baja velocidad de placas sándwich de aleación de aluminio con núcleo de espuma metálica. Este se ha efectuado mediante ensayos en torre de caída de peso y mediciones del área dañada en la piel y del volumen de espuma compactada. Para complementar el estudio se ha modelizado el ensayo en torre de caída de la estructura usando el código ABAQUS.

## 5.2. MATERIALES

### 5.2.1. NÚCLEO

Como núcleo de las probetas sándwich (PS) se ha utilizado la espuma Alporas 10% descrita, estudiada y caracterizada (cuasiestática y dinámicamente) en el capítulo 3.

Para contar con diferentes espesores relativos del sándwich, se han empleado los tres espesores disponibles de la referida espuma metálica (apartado 3.2), de 12, 18 y 30 mm. En la figura 5.1 se pueden apreciar placas de Alporas 10% con dichos espesores.



**Figura 5.1.** Placas de Alporas 10% de 12, 18 y 30 mm de espesor utilizadas como núcleo de probetas sándwich.

### 5.2.2. PIELES

Se han utilizado láminas de dos aleaciones de aluminio (AA) para las pieles, una AA 1050-H111 y una AA 2024-T3. Las propiedades más importantes de éstas aleaciones se presentan en la tabla 5.1.

**Tabla 5.1.** Propiedades de las aleaciones de aluminio utilizadas como pieles de las probetas sándwich [MATWEB, 2009].

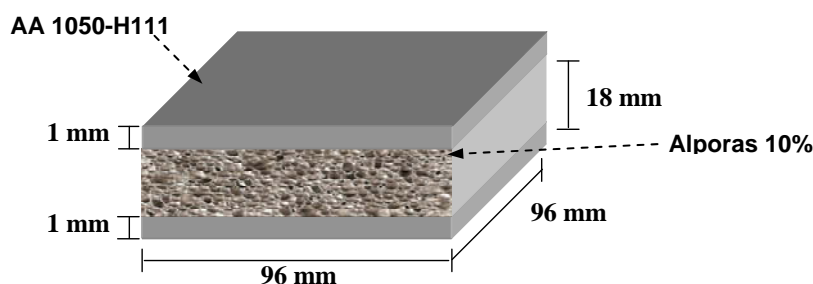
Aleación	Densidad, $\rho$ (kg/m <sup>3</sup> )	Módulo de Young, $E$ (GPa)	Límite Elástico, $\sigma_y$ (MPa)	Resistencia tracción, $\sigma_u$ (MPa)	Coefficient e de Poisson, $\nu$
1050-H111	2700	69	28	76	0.33
2024-T3	2780	73	345	483	0.33

Las láminas de la aleación de aluminio 1050-H111 tuvieron un espesor de 1 mm y fueron suministradas por la Universidad de Aveiro, en Portugal.

En el caso de la aleación 2024-T3 se adquirieron láminas de 0.8 y 1 mm de espesor a través de un proveedor comercial.

### 5.3. PROBETAS

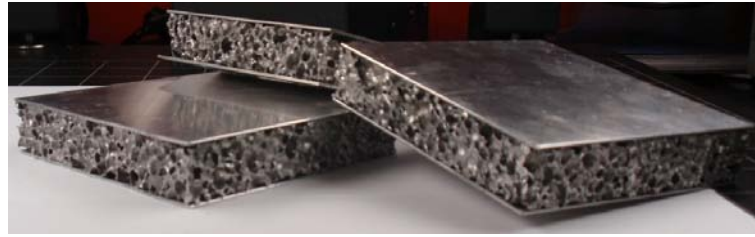
Con la aleación de aluminio 1050-H111, suministrada inicialmente y de la cual se dispuso en menor cantidad, se han fabricado únicamente seis (6) probetas sándwich (PS) con las dimensiones mostradas en la figura 5.2.



**Figura 5.2.** Dimensiones de las probetas sándwich de aleación de aluminio 1050-H111 y núcleo de Alporas 10% para ensayo en torre de caída.

Las pieles fueron adheridas al núcleo de Alporas 10% usando un adhesivo comercial a base de cianocrilato, luego de haber sido desengrasadas y ligeramente lijadas, al igual que se ha hecho en estudios previos para la fabricación de sándwich de aluminio con núcleo de la misma espuma metálica [HARTE ET AL., 2000]. Este tipo de adhesivo, de fraguado rápido, también ha sido utilizado por YU ET AL. [2003] para unir pieles de aluminio a un núcleo de espuma de aluminio de celda abierta.

En la figura 5.3 se muestran algunas de las probetas sándwich con pieles de aleación de aluminio 1050-H111 y núcleo de Alporas 10% fabricadas para ensayo de impacto en torre de caída de peso.



**Figura 5.3.** Probetas sándwich de aleación de aluminio 1050-H111 y núcleo de Alporas 10% fabricadas para ensayo en torre de caída.

A partir de las láminas de AA 2024-T3 se han fabricado probetas sándwich con la misma configuración mostrada en la figura 5.2, pero con unas dimensiones de aproximadamente 100×100 mm y con distintos espesores de núcleo,  $e_n$ , y espesores de piel,  $e_p$ . La combinación de diferentes espesores de piel y de núcleo, ha permitido obtener probetas sándwich de cinco (5) espesores relativos,  $e_r = e_n/e_p$ , que se indican en la tabla 5.2.

**Tabla 5.2.** Espesores relativos,  $e_r$ , utilizados en la fabricación de probetas sándwich de aleación de aluminio 2024-T3 con núcleo de Alporas 10%.

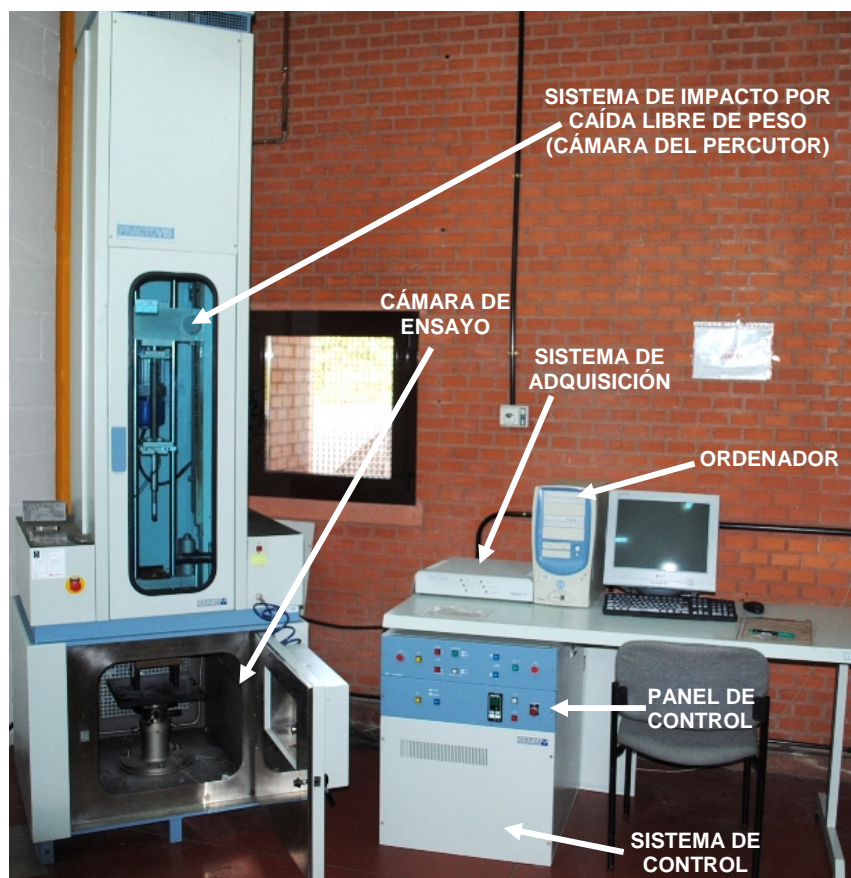
Espesor Núcleo, $e_n$ (mm)	12	18	18	30	30
Espesor Piel, $e_p$ (mm)	1	1	0.8	1	0.8
Espesor relativo, $e_r = e_n/e_p$	12	18	22.5	30	37.5

En total se han fabricado más de sesenta (60) probetas sándwich con pieles de aleación 2024-T3, con la finalidad de ensayar al menos doce (12) de cada espesor relativo a diferentes energías de impacto, según se describe en el siguiente apartado.

## 5.4. ENSAYOS DE IMPACTO EN TORRE DE CAÍDA DE PESO

### 5.4.1. EQUIPO Y PROCEDIMIENTO EXPERIMENTAL

Para llevar a cabo los ensayos en torre de caída de peso se ha empleado un equipo *Ceast Fractovis 6785*, que se muestra en la figura 5.4.

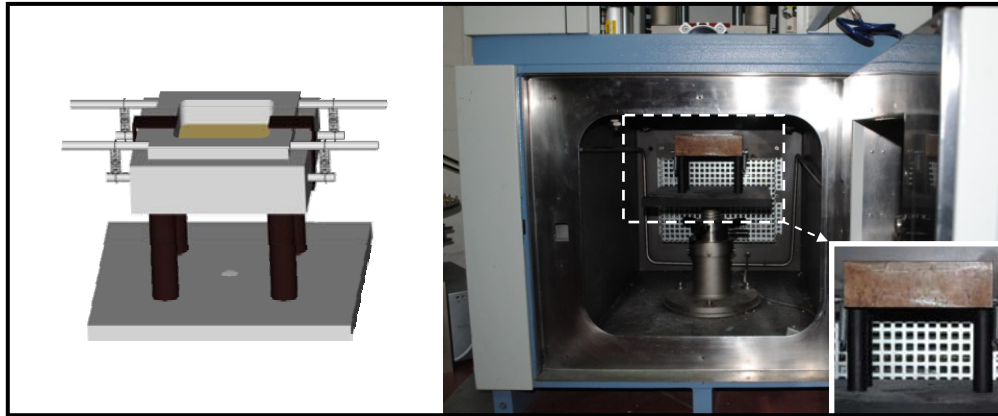


**Figura 5.4.** Torre de caída de peso *Ceast Fractovis 6785* y equipamiento asociado.

En la cámara superior (cámara del percutor) del equipo mostrado en la figura 5.4 se encuentra un cabezal móvil de forma cilíndrica y puntas intercambiables (percutor), el cual es guiado por columnas que facilitan su desplazamiento vertical. Este percutor puede arrojarse en caída libre desde una altura máxima de 1 m, para alcanzar velocidades de impacto ( $V_{st}$ ) de hasta 4,4 m/s, que pueden incrementarse hasta en 20 m/s por medio de un sistema de muelles que aumenta su energía potencial. La cámara también consta de sistemas de amortiguación y antirrobote del percutor. La punta o cabeza del percutor está instrumentada, por lo que permite obtener un registro de la fuerza ejercida sobre la probeta durante el impacto, en función del tiempo. Para obtener dicho registro, la señal recogida por el percutor es procesada por el sistema de adquisición *Ceast DAS-400* asociado al equipo y los datos resultantes son transmitidos al software de control y registro *Ceast D4EXTWIN*, instalado en un ordenador.



La cámara inferior, que puede ser utilizada como cámara climática para ensayos entre -150 y 100 °C, alberga un soporte fijo sobre el que se sitúa un útil que permite el montaje de las probetas. En la figura 5.5 se puede ver un esquema del útil de ensayo y de su instalación en la cámara inferior. Este útil de ensayo ha permitido fijar los bordes de la probeta de forma tal que la misma quedara empotrada.



**Figura 5.5.** Esquema del útil de ensayo (izq) y su instalación en la cámara inferior de la torre de caída de peso (der).

Los ensayos en torre de caída de las probetas sándwich se llevaron a cabo a una temperatura ambiente de aproximadamente 20 °C, aplicando energías de impacto ( $E_i$ ) en el intervalo de 10 a 50 J con un percutor semiesférico de 20 mm de diámetro. Este percutor, mostrado en la figura 5.6, tiene una masa de 3.817 kg. La distribución de las probetas sándwich ensayadas para cada espesor relativo,  $e_r$ , y energía de impacto,  $E_i$ , se ha hecho conforme a la matriz de ensayo presentada en la tabla 5.3.



**Figura 5.6.** Percutor semiesférico de 20 mm de diámetro utilizado en los ensayos.

**Tabla 5.3.** Matriz de ensayo de impacto en torre de caída de probetas sándwich de aleación de aluminio 2024-T3 con núcleo de Alporas 10%.

Probetas Sándwich (PS) Ensayadas (cantidad.)					
Espesor Núcleo, $e_n$ (mm)	12	18	18	30	30
Espesor Piel, $e_p$ (mm)	1	1	0.8	1	0.8
Espesor relativo, $e_r$	12	18	22.5	30	37.5
Energía de impacto, $E_i$	10J	3	-	3	-
	20J	3	3	3	3
	30J	3	3	3	3
	40J	3	3	3	3
	50J	-	3	-	3

Puede verse en la tabla 5.3 que se han ensayado doce probetas de cada espesor relativo ( $e_r$ ) agrupadas en tríos para cuatro valores distintos de  $E_i$ .

La ejecución de los ensayos ha requerido del control del equipo por medio del panel correspondiente y del software *CeasT D4EXTWIN*. Este software ha servido para introducir los parámetros más relevantes de los ensayos tales como la temperatura, la masa del percutor, la energía de impacto y la frecuencia de registro.

#### 5.4.2. PROCESAMIENTO DE LOS DATOS OBTENIDOS

Se obtuvieron doscientos cincuenta registros por segundo de cada ensayo, que incluían una medición de la fuerza de contacto  $F(t)$  ejercida por el percutor sobre la probeta.

Asumiendo como hipótesis que durante el impacto existe contacto permanente entre el percutor y la piel superior de la probeta sándwich, el registro de la fuerza permite

la estimación analítica del desplazamiento en cada instante de tiempo,  $\delta(t)$ , que tiene el punto de contacto sobre la probeta, a partir de la integración de la velocidad del percutor,  $V_{st}$ , que a su vez se obtiene de la integración numérica de su aceleración,  $a_{st}$ .

La aceleración del percutor,  $a_{st}$ , se obtiene por medio de la expresión:

$$a_{st}(t) = \frac{F(t)}{m_{st}} - g \quad (5.1)$$

donde  $m_{st}$  es la masa del percutor y  $g$  la aceleración gravitatoria, considerada como  $g = 9.81 \text{ m/s}^2$ .

Integrando la expresión anterior se puede obtener la velocidad de impacto del percutor,  $V_{st}$ , de la forma:

$$V_{st}(t) = V_{st0} - \int_0^t \left( \frac{F(t)}{m_{st}} - g \right) dt \quad (5.2)$$

donde  $V_{st0}$  es la velocidad del percutor al iniciarse el contacto con la probeta, es decir, para  $t = 0$ . Esta velocidad la mide el equipo.

El desplazamiento del punto de contacto entre el percutor y la piel superior es pues, estimado mediante la expresión:

$$\delta(t) = \delta_0 + \int_0^t V_{st}(t) dt = \delta_0 + \int_0^t \left[ V_{st0} - \int_0^t \left( \frac{F(t)}{m_{st}} - g \right) dt \right] dt \quad (5.3)$$

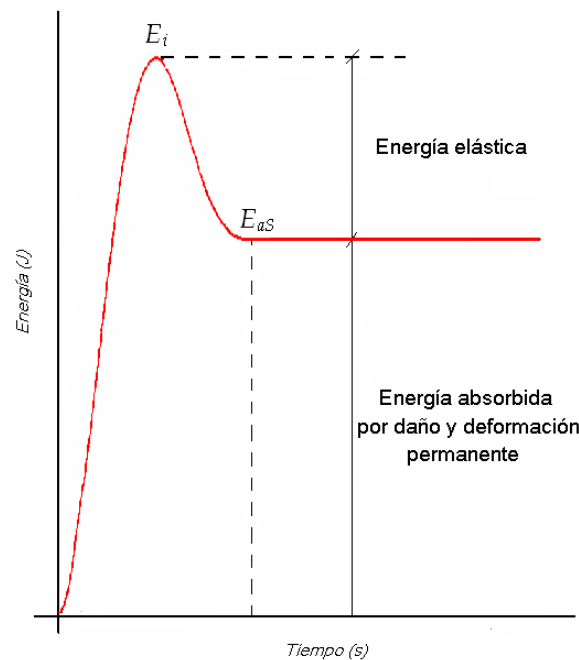
donde  $\delta_0$  es el desplazamiento inicial del punto de contacto, que en este caso particular es nulo, por lo que

$$\delta(t) = \int_0^t V_{st}(t) dt = \int_0^t \left[ V_{st0} - \int_0^t \left( \frac{F(t)}{m_{st}} - g \right) dt \right] dt \quad (5.4)$$

Una vez conocido el desplazamiento de la piel superior de la probeta,  $\delta(t)$ , es posible estimar la evolución de la energía en el tiempo,  $E(t)$ , integrando la curva fuerza-desplazamiento ( $F-\delta$ ), de acuerdo a la expresión

$$E(t) = \int_0^t F(t)\delta(t)dt \quad , \quad (5.5)$$

y, por ende, conocer la energía de impacto,  $E_i$ , y la energía absorbida por el sándwich,  $E_{aS}$ . Estos valores de energía se obtienen directamente de la curva de energía en función del tiempo, del modo que se indica en la figura 5.7.

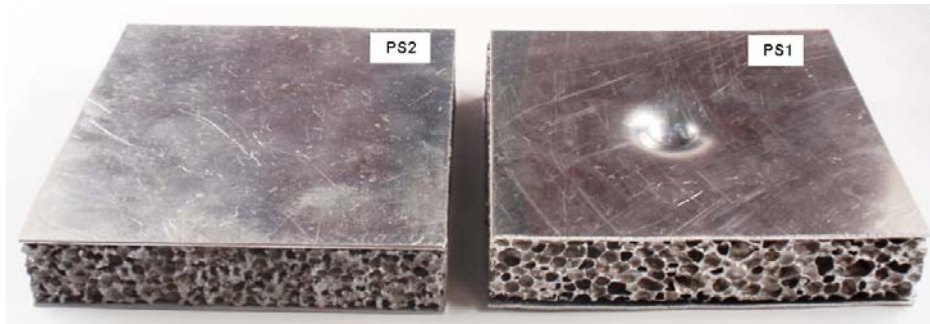


**Figura 5.7.** Curva típica de energía-tiempo obtenida a partir de un ensayo de impacto a baja velocidad.

### 5.4.3. RESULTADOS Y DISCUSIÓN

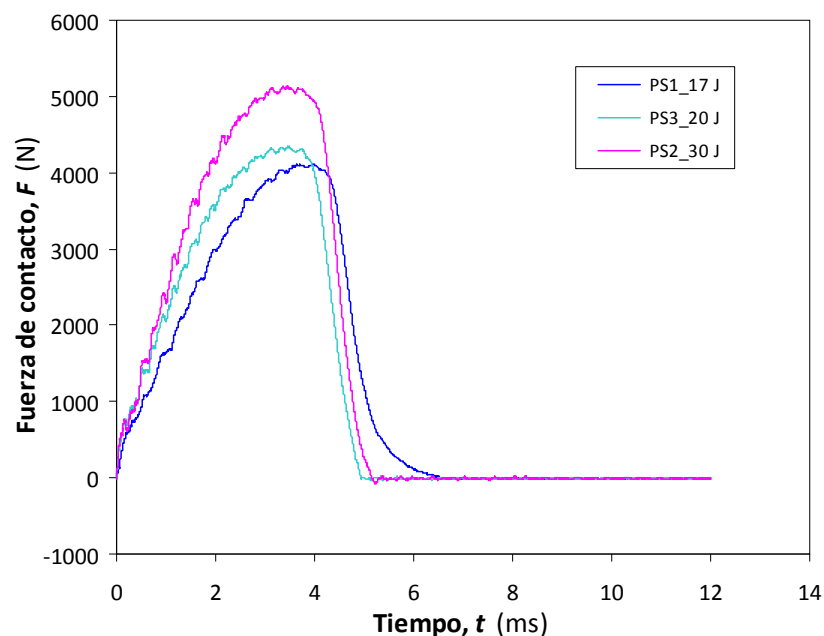
Por su reducido número, las probetas con pieles de AA 1050-H111 fueron ensayadas con la intención de proveer información preliminar sobre el tipo específico de sándwich (materiales empleados, adhesivo, dimensiones) y sobre su ensayo en el equipo de torre de caída de peso. Así, se ensayaron las seis probetas a diferentes valores de energía, hasta alcanzar rotura de la piel. Esta rotura ocurrió para una energía de impacto ( $E_i$ ) de aproximadamente 31 J. Para valores de energía inferiores se obtuvo un registro con una ligera desviación sólo para el caso de dos probetas ensayadas a la misma energía de impacto, y no se encontró delaminación significativa (desprendimiento total de la piel de la probeta) como puede verse en la

figura 5.8, que muestra una de las probetas sándwich (PS) ensayada a una energía de impacto de aproximadamente 17 J comparada con otra sin ensayar.

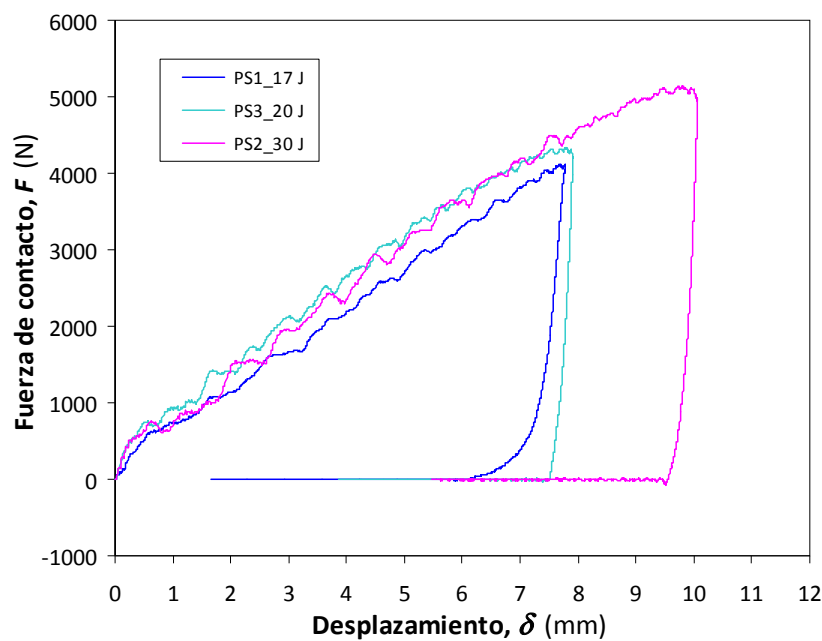


**Figura 5.8.** Comparación de dos probetas sándwich (PS) de AA 1050-H111 y núcleo de Alporas 10%, sin ensayar (izq) y después de ensayada en torre de caída (der).

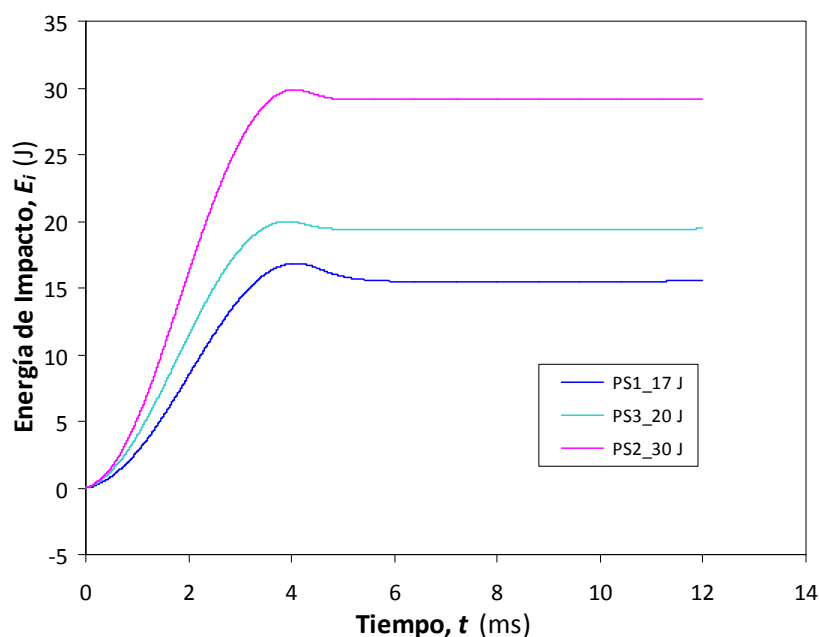
En las figuras 5.9, 5.10 y 5.11 se muestran los resultados obtenidos en el ensayo de tres de las probetas sándwich (PS) con pieles de AA 1050-H111, por ser éstas las que han presentado un mejor registro de los datos durante el proceso de medición.



**Figura 5.9.** Curvas fuerza-tiempo obtenidas para tres probetas sándwich (PS) de AA 1050-H111 y núcleo de Alporas 10% sometidas a impacto en torre de caída.



**Figura 5.10.** Curvas fuerza-desplazamiento obtenidas para tres probetas sándwich de AA 1050-H111 y núcleo de Alporas 10% sometidas a impacto en torre de caída.



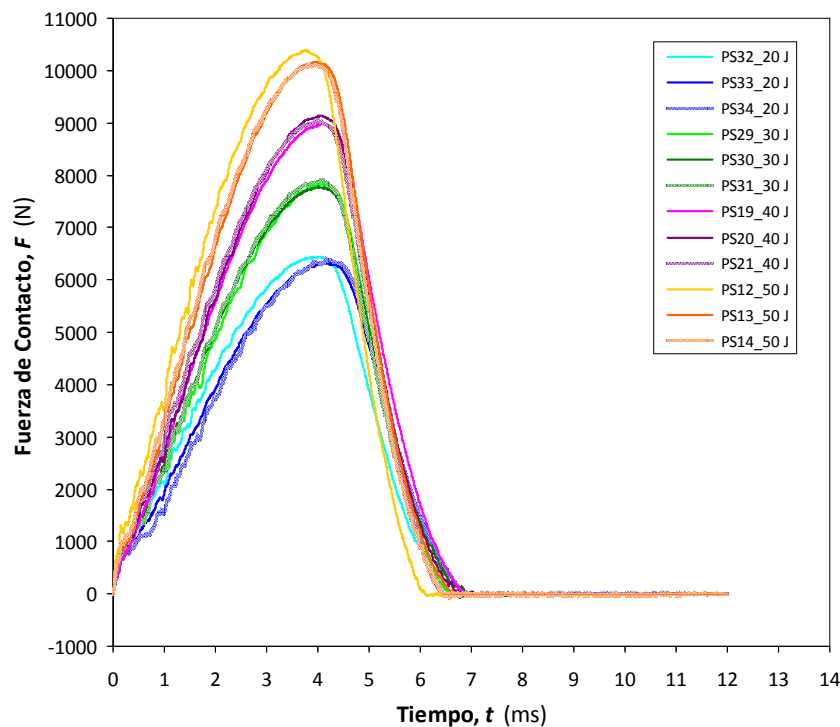
**Figura 5.11.** Curvas energía-tiempo obtenidas para tres probetas sándwich de AA 1050-H111 y núcleo de Alporas 10% sometidas a impacto en torre de caída.

Las curvas de las figuras 5.9 y 5.10 presentan una tendencia típica para el tipo de ensayo realizado, con oscilaciones de reducida amplitud hasta el punto de carga

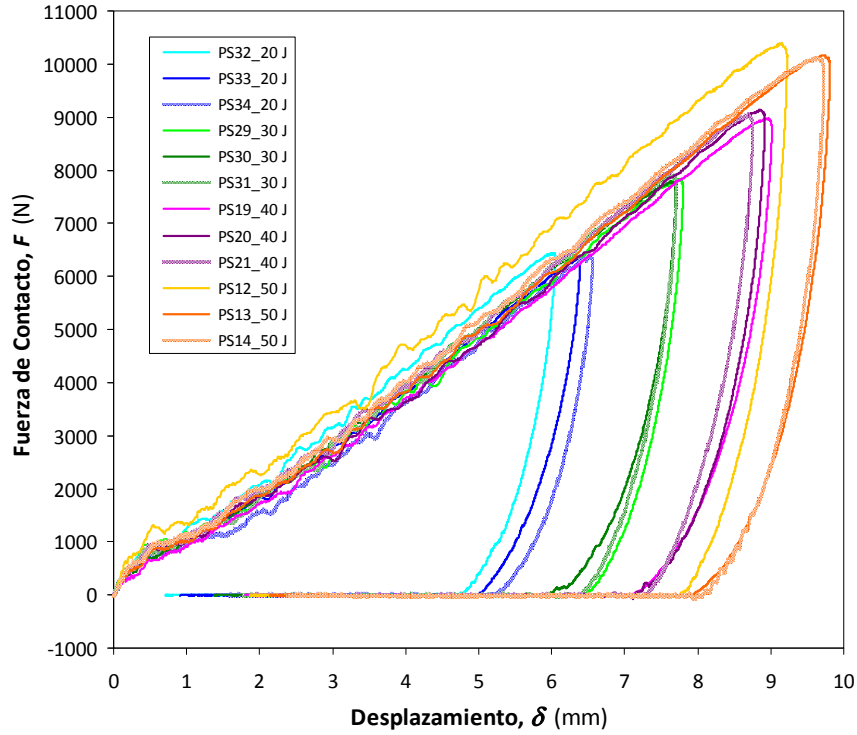
máxima. En ellas se puede ver la influencia de la energía de impacto en el intervalo de 17 a 30 J.

En la figura 5.11 se observa que el sándwich absorbe una elevada proporción de la energía de impacto, debido a un mecanismo que involucra la deformación plástica de la piel superior y la compactación del núcleo de Alporas 10%. Esta relación entre la compactación de la espuma metálica y la alta capacidad de absorción de energía del sándwich ha sido previamente reportada por REYES Y CANTWELL [2003] para ensayos de impacto a baja velocidad de placas sándwich con el mismo núcleo y pieles de material compuesto reforzado con fibra de vidrio.

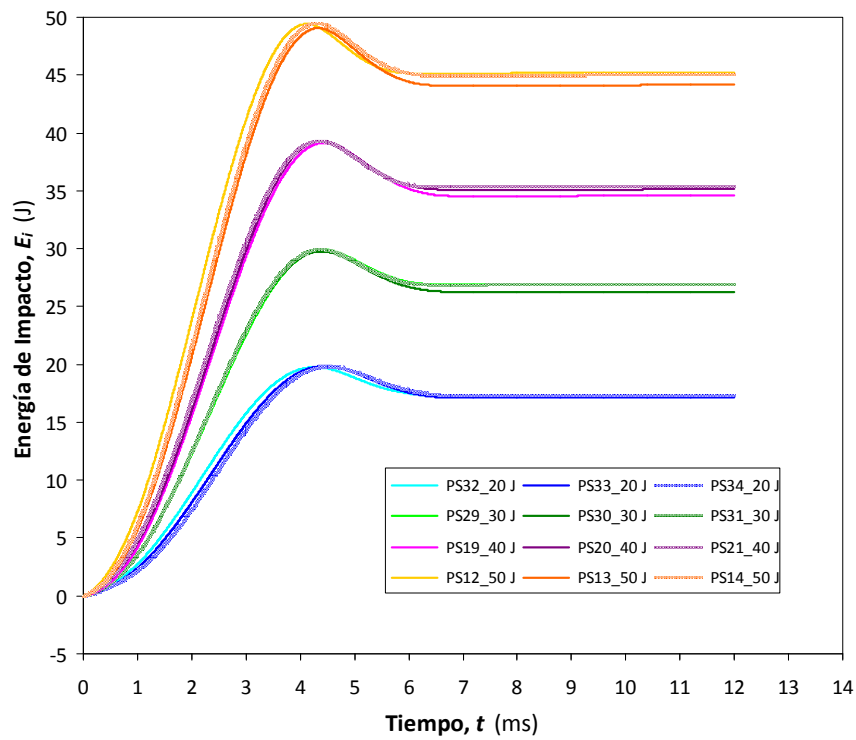
Los resultado de los ensayos de probetas sándwich (PS) con pieles de AA 2024-T3 también evidenciaron una elevada absorción de energía por parte del sándwich, aunque ligeramente inferior a la alcanzada con las pieles de AA 1050-H111, como puede apreciarse en las figuras 5.12, 5.13 y 5.14.



**Figura 5.12.** Curvas fuerza-tiempo obtenidas mediante impacto en torre de caída de probetas sándwich de AA 2024-T3, núcleo de Alporas 10% y  $e_r = 18$ .



**Figura 5.13.** Curvas fuerza-desplazamiento obtenidas mediante impacto en torre de caída de probetas sándwich de AA 2024-T3, núcleo de Alporas 10% y  $e_r = 18$ .



**Figura 5.14.** Curvas energía-tiempo obtenidas mediante impacto en torre de caída de probetas sándwich de AA 2024-T3, núcleo de Alporas 10% y  $e_r = 18$ .



Las figuras 5.12, 5.13 y 5.14 presentan los resultados de los ensayos de impacto para un único espesor relativo de sándwich,  $e_r$ , debido a la gran cantidad de información obtenida de los ensayos en torre de caída de las probetas con pieles de AA 2024-T3.

Teniendo en consideración la baja dispersión encontrada y la inexistencia de un procedimiento estandarizado para el tratamiento estadístico de los resultados obtenidos en ensayos en torre de caída, se han trazado curvas como las mostradas en las figuras 5.12 a la 5.14 por cada espesor relativo indicado en la tabla 5.3, luego de haber escogido de entre cada trío de probetas aquella que tuviera resultados más próximos a la media. Estas curvas se incluyen en los anexos 6, 7 y 8.

Los parámetros más importantes obtenidos del ensayo de todas las probetas con pieles de AA 2024-T3A han sido agrupados en la tabla 5.4. Esta tabla muestra los valores estimados de energía de impacto,  $E_i$ , velocidad de impacto,  $V_{st}$ , desplazamiento máximo de la piel superior,  $\delta_{max}$ , y energía absorbida por el sándwich,  $E_{aS}$ , así como su proporción en relación con la energía de impacto a través del cociente  $E_{aS}/E_i$ .

Puede verse en la tabla 5.4 que para todos los ensayos realizados, las placas sándwich de AA 2024-T3 y núcleo de Alporas 10% absorben como mínimo 70% de la energía de impacto ( $E_i$ ) recibida. Esta absorción parece incrementarse a medida que aumenta el espesor relativo,  $e_r$ , de las placas, lo que pone de manifiesto la influencia de la espuma metálica utilizada sobre el mecanismo de deformación responsable de la absorción de energía en el sándwich.

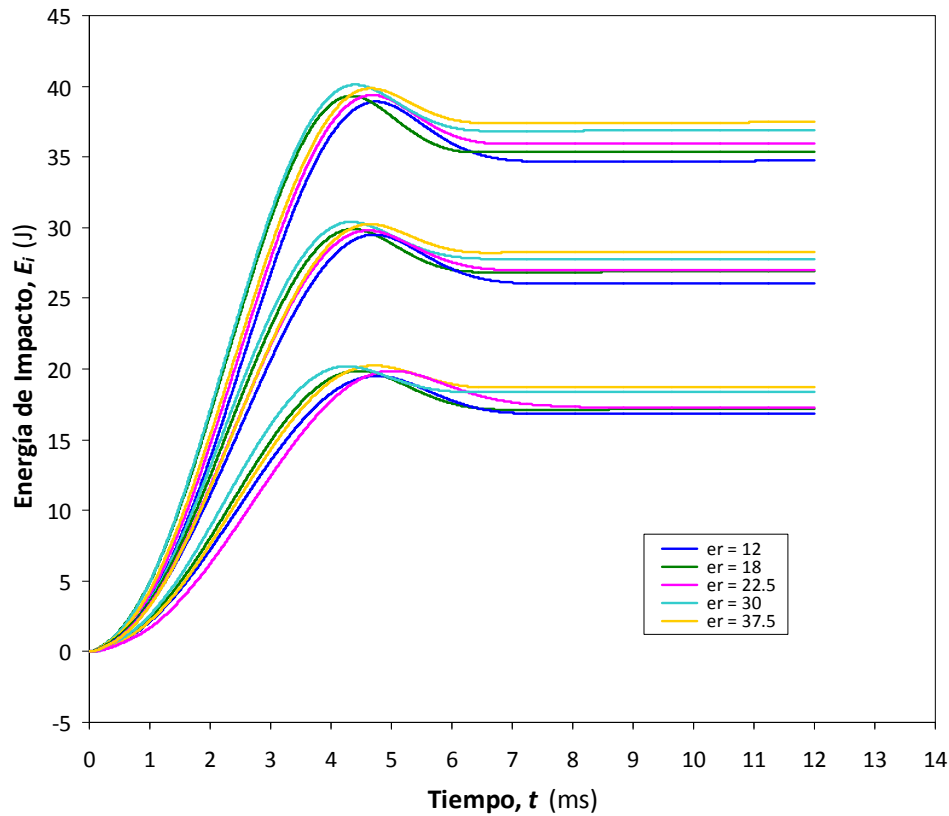
Para dar mayor claridad a la observación anterior, en la figura 5.15 se establece una comparación entre las curvas energía-tiempo que se han obtenido para probetas sándwich de todos los espesores relativos considerados, a valores de energía de impacto en el intervalo de 20 a 40 J.

**Tabla 5.4.** Resultados de los ensayos de impacto en torre de caída de probetas sándwich de aleación de aluminio 2024-T3 con núcleo de Alporas 10%.

Probeta	$e_n$ (mm)	$e_p$ (mm)	$e_r$	$E_i$ (J)	$V_{st}$ (m/s)	$\delta_{max}$ (mm)	$E_{as}$ (J)	$E_{as}/E_i$ (%)
PS43	12	1	12	10	1.5	4.7	7	72%
PS44	12	1	12	10	1.5	4.1	7	73%
PS45	12	1	12	10	1.5	4.3	7	70%
PS22	12	1	12	20	2.2	6.9	17	83%
PS23	12	1	12	20	2.2	6.7	17	84%
PS24	12	1	12	20	2.2	6.7	17	84%
PS26	12	1	12	30	2.7	8.2	26	87%
PS27	12	1	12	30	2.7	9.0	26	86%
PS28	12	1	12	30	2.7	8.5	26	86%
PS35	12	1	12	40	3.1	9.8	34	86%
PS37	12	1	12	40	3.1	9.9	35	87%
PS38	12	1	12	40	3.1	9.6	35	87%
PS32	18	1	18	20	2.2	6.1	17	87%
PS33	18	1	18	20	2.2	6.4	17	86%
PS34	18	1	18	20	2.2	6.6	17	87%
PS29	18	1	18	30	2.7	7.8	27	90%
PS30	18	1	18	30	2.7	7.7	26	88%
PS31	18	1	18	30	2.7	7.7	27	90%
PS19	18	1	18	40	3.1	9.0	35	86%
PS20	18	1	18	40	3.1	8.9	35	88%
PS21	18	1	18	40	3.1	8.8	35	88%
PS12	18	1	18	50	3.5	9.2	45	90%
PS13	18	1	18	50	3.5	6.1	44	88%
PS14	18	1	18	50	3.5	9.7	45	90%
PS40	18	0.8	22.5	20	2.2	7.3	17	87%
PS8	18	0.8	22.5	20	3.3	7.7	19	96%
PS9	18	0.8	22.5	20	3.3	7.0	19	96%
PS10	18	0.8	22.5	30	4.0	8.8	28	95%
PS11	18	0.8	22.5	30	4.0	8.7	30	99%
PS39	18	0.8	22.5	30	2.7	8.1	27	90%

**Tabla 5.4.** Resultados de los ensayos de impacto en torre de caída de probetas sándwich de aleación de aluminio 2024-T3 con núcleo de Alporas 10% (cont).

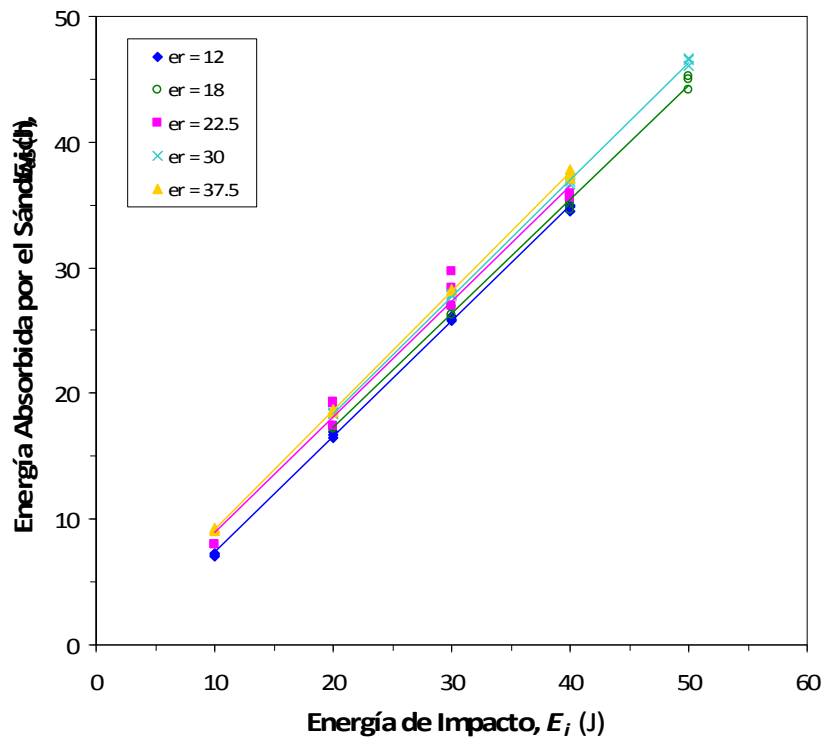
Probeta	$e_n$ (mm)	$e_p$ (mm)	$e_r$	$E_i$ (J)	$V_{st}$ (m/s)	$\delta_{max}$ (mm)	$E_{as}$ (J)	$E_{as}/E_i$ (%)
PS42	18	0.8	22.5	10	1.5	4.9	8	80%
PS55	18	0.8	22.5	10	1.5	5.2	8	79%
PS16	18	0.8	22.5	40	3.1	9.2	36	89%
PS17	18	0.8	22.5	40	3.1	9.7	36	89%
PS18	18	0.8	22.5	40	3.1	9.5	36	90%
PS59	30	1	30	20	2.2	6.1	18	92%
PS60	30	1	30	20	2.3	6.1	18	92%
PS61	30	1	30	20	2.3	6.2	18	92%
PS68	30	1	30	30	2.8	7.7	28	93%
PS69	30	1	30	30	2.8	7.2	28	93%
PS70	30	1	30	30	2.8	7.7	28	93%
PS49	30	1	30	40	3.2	8.9	37	92%
PS50	30	1	30	40	3.2	8.7	37	92%
PS51	30	1	30	40	3.2	9.1	37	93%
PS52	30	1	30	50	3.5	9.7	46	92%
PS53	30	1	30	50	3.5	10.0	47	93%
PS54	30	1	30	50	3.5	9.6	46	93%
PS56	30	0.8	37.5	10	1.6	5.2	9	90%
PS57	30	0.8	37.5	10	1.6	4.8	9	92%
PS58	30	0.8	37.5	10	1.6	4.5	9	93%
PS62	30	0.8	37.5	20	2.2	6.8	19	93%
PS63	30	0.8	37.5	20	2.3	6.7	19	93%
PS64	30	0.8	37.5	20	2.2	6.8	19	94%
PS65	30	0.8	37.5	30	2.8	8.8	28	94%
PS66	30	0.8	37.5	30	2.8	8.2	28	94%
PS67	30	0.8	37.5	30	2.8	8.3	28	94%
PS46	30	0.8	37.5	40	3.2	9.5	38	95%
PS47	30	0.8	37.5	40	3.2	9.7	37	93%
PS48	30	0.8	37.5	40	3.2	9.4	37	94%



**Figura 5.15.** Curvas energía-tiempo obtenidas de los ensayos en torre de caída de placas sándwich de AA 2024-T3 y núcleo de Alporas 10% con diferentes valores de  $e_r$ .

Las curvas energía-tiempo de la figura 5.15 confirman la apreciación hecha a partir de la tabla 5.4, ya que para tres energías de impacto de 20, 30 y 40J exhiben un incremento de la energía absorbida por el sándwich,  $E_{aS}$ , a medida que aumenta su espesor relativo,  $e_r$ .

En la figura 5.16 se muestra la variación de la energía absorbida por el sándwich,  $E_{aS}$ , con la energía de impacto,  $E_i$ , para todas las probetas con pieles de aleación 2024-T3 y núcleo de Alporas ensayadas. Puede notarse que esta variación presenta una tendencia lineal casi perfecta para todos los espesores relativos,  $e_r$ , ensayados. Esta tendencia permite establecer una relación de proporcionalidad entre la energía aplicada a la estructura sándwich y la energía que absorbe por deformación plástica, tanto de las pieles como de la espuma metálica, para las configuraciones de sándwich que han sido evaluadas.

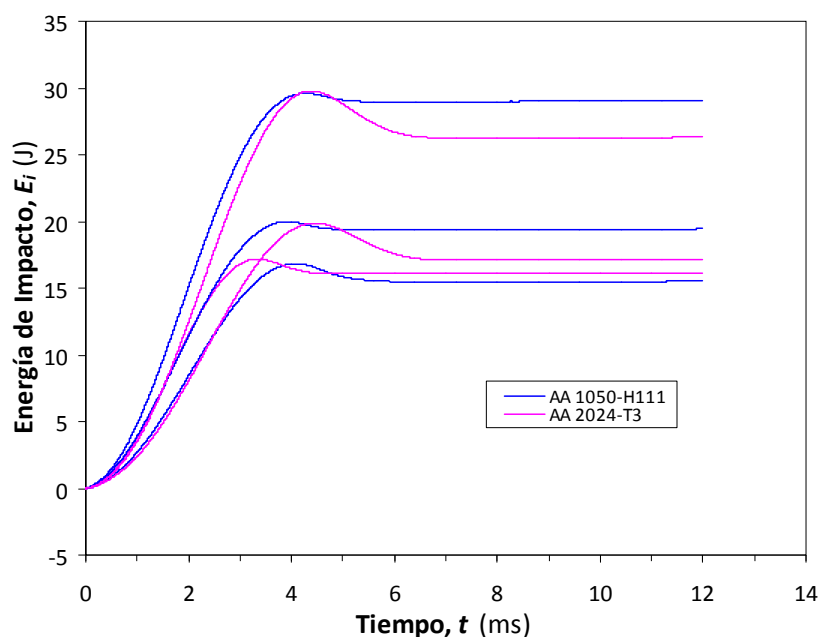


**Figura 5.16.** Variación de la energía absorbida por el sándwich ( $E_{as}$ ) con la energía de impacto ( $E_i$ ) obtenida mediante ensayos en torre de caída de probetas de AA 2024-T3 y núcleo de Alporas 10% con diferentes espesores relativos ( $e_r$ ).

La figura 5.16 también confirma un ligero incremento en la absorción de energía a medida que aumenta el espesor relativo,  $e_r$ , del sándwich, lo cual reitera la importancia del núcleo de espuma metálica en el proceso de deformación plástica asociado. Por otra parte, el paralelismo que hay en la tendencia lineal obtenida para los diferentes valores de  $e_r$  permite inferir que no existe efecto de éste parámetro geométrico sobre la proporción de energía que es absorbida, en términos de  $E_{as}/E_i$ .

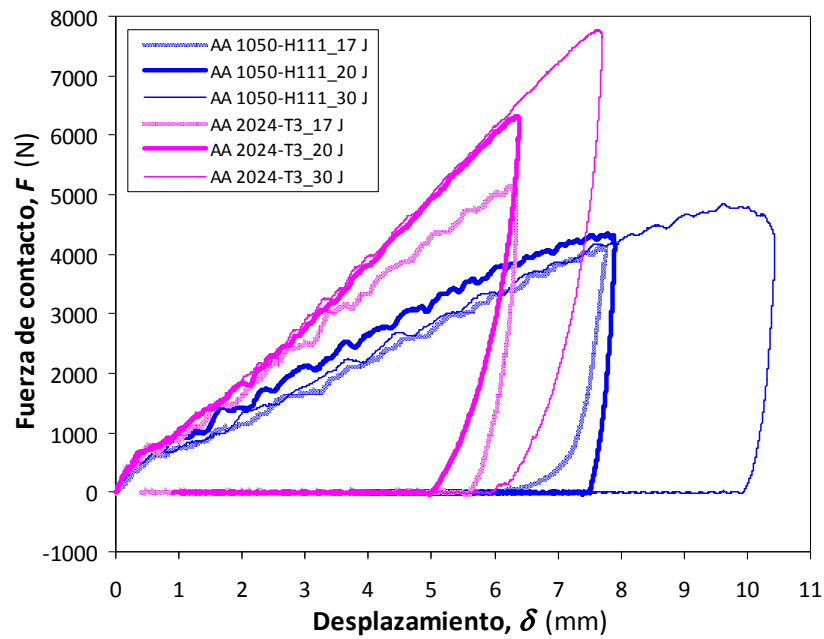
En vista de que se han ensayado probetas con pieles de AA 2024-T3 de igual espesor relativo a las de pieles de AA 1050-H111, específicamente de  $e_r = 18$ , se ha realizado un análisis comparativo de los resultados obtenidos para ambos casos. Para realizar un análisis más completo, fue necesario llevar a cabo el ensayo adicional en torre de caída de una probeta sándwich con pieles de aleación 2024-T3 y un espesor relativo de  $e_r = 18$ , a una energía de impacto ( $E_i$ ) de 17 J. Haciendo pues la comparación de los

resultados para probetas sándwich con los dos tipos de pieles, la figura 5.17 muestra las curvas energía-tiempo obtenidas para energías de impacto de 17, 20 y 30 J. En esta figura se puede observar que las probetas sándwich con pieles de aleación 1050-H111 absorben más energía que las probetas con pieles de 2024-T3 y que esta diferencia de absorción se hace mayor a medida que aumenta la energía de impacto,  $E_i$ .



**Figura 5.17.** Comparación de curvas energía-tiempo obtenidas en torre de caída para probetas sándwich con  $e_r = 18$  y pieles de AA 1050-H111 y de AA 2024-T3.

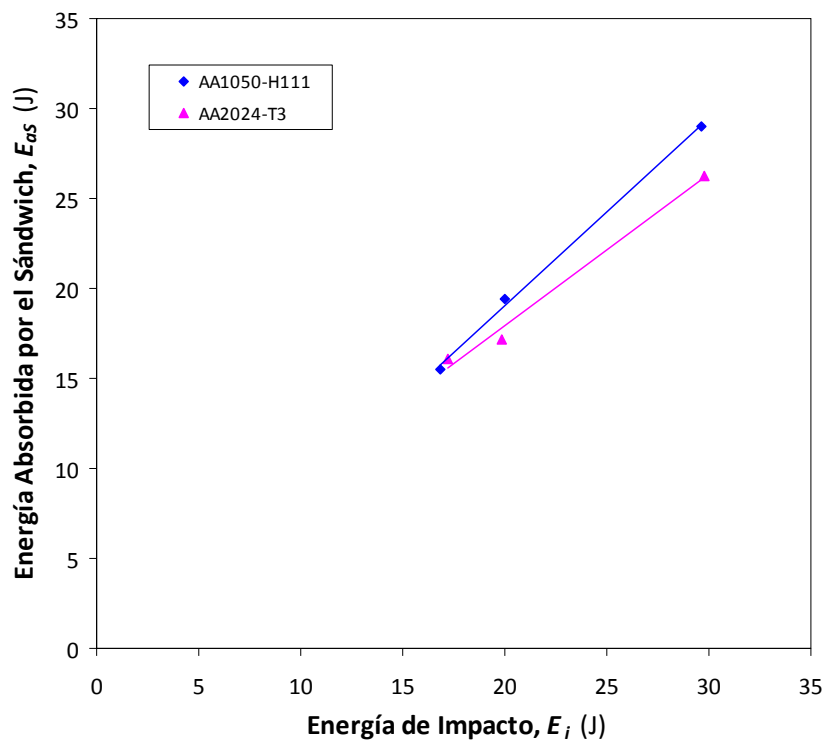
El hecho de que las probetas con pieles de AA 1050-H111 absorban más energía indudablemente está asociado a una mayor deformación plástica de la aleación, que en sí misma contribuiría con la absorción de energía y que propiciaría una mayor compactación de la Alporas, que para las probetas con pieles de AA 2024-T3 ha demostrado tener influencia sobre la absorción. Este incremento de deformación plástica, asociado a mayores desplazamientos máximos ( $\delta_{max}$ ) durante los ensayos, se puede constatar en la figura 5.18, que presenta las curvas fuerza-desplazamiento obtenidas para las probetas sándwich consideradas en la comparación efectuada para ambos tipos de pieles.



**Figura 5.18.** Comparación de curvas fuerza-desplazamiento obtenidas en torre de caída para probetas sándwich con  $e_r = 18$  y pieles de AA 1050-H111 y de AA 2024-T3.

Para verificar el incremento en la proporción de energía absorbida ( $E_{as}/E_i$ ) a medida que aumenta la energía de impacto ( $E_i$ ) encontrado para las probetas con pieles de aleación 1050-H111, en la figura 5.19 se puede apreciar la variación de la energía absorbida por el sándwich,  $E_{as}$ , con la energía de impacto,  $E_i$ , para ensayos de probetas con pieles de las dos aleaciones de aluminio.

Aunque la información empleada para estimar la variación mostrada en la figura 5.19 es escasa y, por tanto, no concluyente, puede apreciarse una tendencia lineal para las placas sándwich con pieles de las aleaciones 1050-H111 y 2024-T3. Puede entonces considerarse en ambos caso que la energía absorbida por el sándwich ( $E_{as}$ ) es proporcional a la energía de impacto ( $E_i$ ) que recibe. Por otro lado, es evidente en la figura que la tendencia lineal de las probetas con pieles de 1050-H111 tiene una pendiente mayor que la correspondiente a las pieles de 2024-T3, lo cual corrobora su incremento de  $E_{as}/E_i$  con la energía de impacto,  $E_i$ . Esto demuestra que las placas sándwich con pieles de AA 1050-H111 tiene mayor eficiencia para absorción de energía a medida que se incrementa  $E_i$ .



**Figura 5.19.** Variación de la energía absorbida por el sándwich ( $E_{as}$ ) con la energía de impacto ( $E_i$ ) obtenida mediante ensayos en torre de caída de probetas sándwich con  $e_r = 18$  y pieles de AA 1050-H111 y de AA 2024-T3.

La velocidad de deformación ( $\dot{\epsilon}$ ) alcanzada durante los ensayos en torre de caída fue de aproximadamente  $100 \text{ s}^{-1}$ .

## 5.5. DETERMINACIÓN DEL DAÑO

### 5.5.1. GENERALIDADES

Como parte del estudio del comportamiento frente a impacto de baja velocidad de cualquier estructura sándwich es importante evaluar el daño producido en ésta al ser impactada. Usualmente, este daño se hace visible en la superficie de la piel superior del sándwich y es indicativo de grandes deformaciones o daño en el núcleo, delaminación (separación de la piel del núcleo) y, en el caso particular de placas sándwich de materiales compuestos reforzados por fibras con núcleos de espumas poliméricas, el daño de la piel por rotura de fibras o rotura de la matriz.



Los ensayos de impacto en torre de caída de placas sándwich se realizan sin llegar a la rotura o perforación de la piel superior, de modo que, al ser las pieles metálicas no se produce realmente daño de éstas, pues el material no falla, sino que experimenta una gran deformación plástica que contribuye a la absorción de energía. No obstante, con pieles metálicas si puede ocurrir una delaminación o un fallo del núcleo, que conllevaría a una degradación de la estructura y que entonces puede ser considerada como daño de la misma.

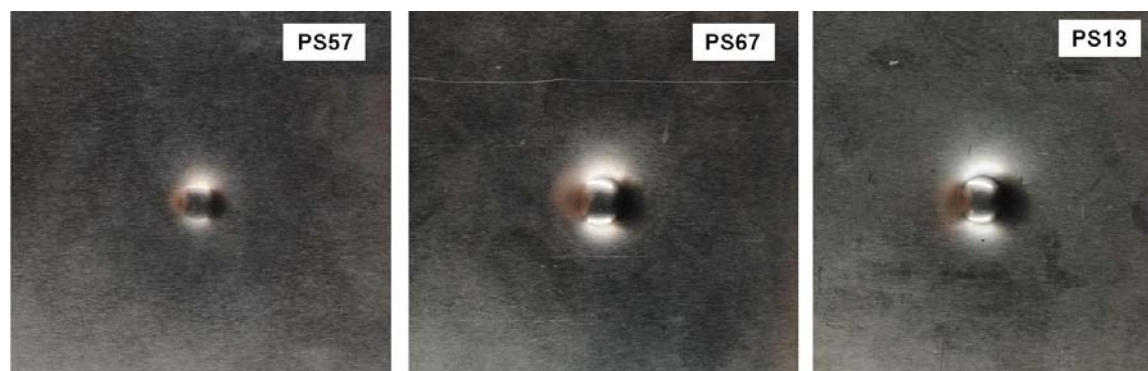
En base a lo anterior y teniendo en cuenta que se han estudiado placas sándwich con pieles de aleación de aluminio y núcleo de espuma metálica, en lo que sigue se denomina *daño del sándwich* o *daño superficial del sándwich*,  $D_s$ , a la deformación plástica de pieles y núcleo encargada de la absorción de energía de la estructura y responsable de su degradación.

Se ha llevado a cabo una evaluación del daño superficial del sándwich a fin de relacionar este parámetro con la energía y velocidad de impacto. Esto se ha hecho para una cantidad determinada de probetas sándwich con pieles de AA 2024-T3 y núcleo de Alporas 10%, a partir de mediciones por inspección visual y de mediciones a través de la técnica de inspección ultrasónica de C-SCAN, que tiene la ventaja de permitir apreciar un mapeo superficial de las discontinuidades que tiene una placa sándwich en profundidad.

## 5.5.2. DETERMINACIÓN DE DAÑO SUPERFICIAL DEL SÁNDWICH

### 5.5.2.1. Medición por Inspección Visual

En todos los ensayos realizados en torre de caída el impacto del percutor con la piel superior de AA 2024-T3 ha dejado sobre ésta una impronta semiesférica muy aproximada a la geometría del referido percutor, con una zona de gran deformación plástica demarcada por un contorno circular en el plano de la probeta, como puede verse en la figura 5.20, que incluye imágenes en planta de 3 probetas ensayadas a energías de impacto entre 10 y 50 J.



**Figura 5.20.** Vista del contorno de deformación circular dejado por el percutor sobre la piel superior de tres probetas sándwich de AA 2024-T3, ensayadas a energías de impacto,  $E_i$ , de 10 J (izq), 30 J (centro) y 50 J (der).

Por ser el contorno circular de deformación la zona delimitada con mayor claridad en todas las probetas, se ha considerado éste como medida del daño superficial del sándwich,  $D_s$ . Esta consideración también ha sido hecha por FOO *ET AL.* [2006], en un estudio de impacto de baja velocidad sobre placas sándwich con pieles de aluminio.

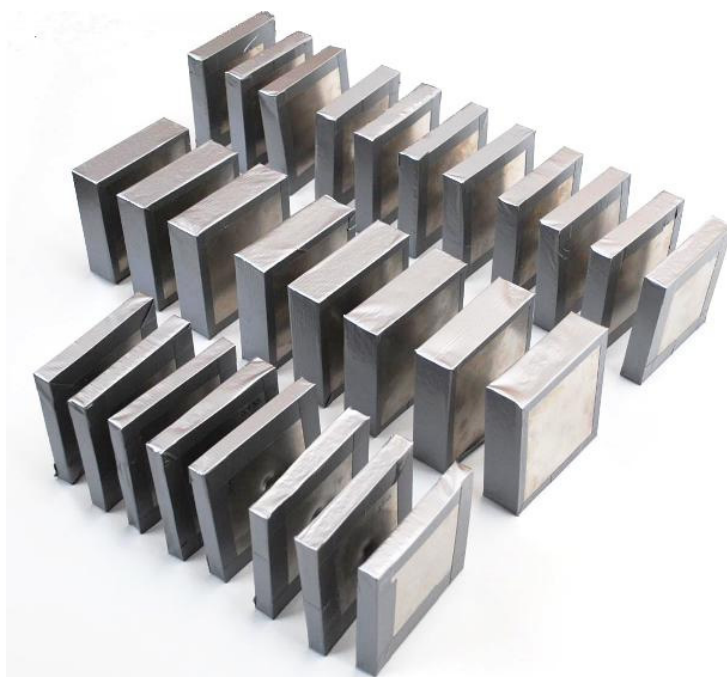
Empleando un Vernier, o calibre, se ha efectuado la medición del diámetro del contorno circular de deformación de un grupo de probetas sándwich, para posteriormente obtener el área superficial dañada,  $D_s$ , como área del círculo. En total se ha realizado la medición y posterior cálculo para treinta y dos (32) probetas sándwich con pieles de la aleación 2024-T3, ensayadas a diferentes energías de impacto y con distintos espesores relativos.

### 5.5.2.2. Medición por C-SCAN

Para corroborar las mediciones tomadas por inspección visual, se ha llevado a cabo la medición del daño superficial del sándwich,  $D_s$ , mediante la técnica de ultrasonido por C-SCAN. Esta técnica ha sido seleccionada por su capacidad para realizar un barrido sobre las placas sándwich e identificar, mediante un mapeo, las discontinuidades internas que pudieran presentar. Además, esta técnica, que ha sido empleada en estudios previos similares [NGUYEN *ET AL.*, 2005; FOO *ET AL.*, 2006, 2008; LOPES *ET AL.*, 2009], es la más usada en la medición del daño superficial de estructuras

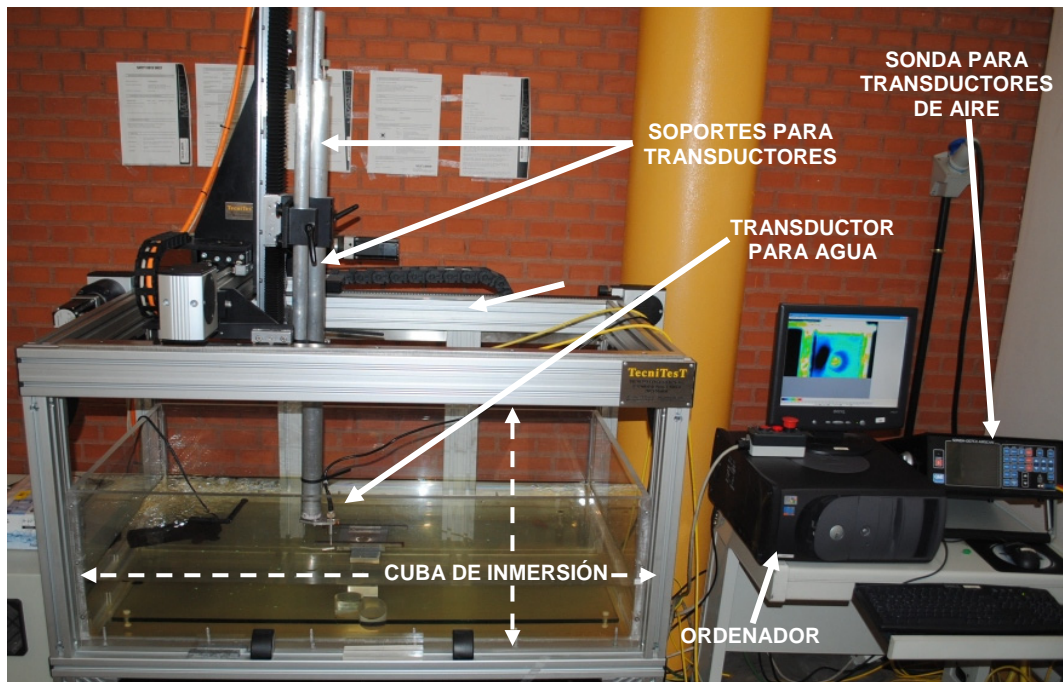
sándwich, especialmente con pieles de material compuesto y espumas poliméricas.

La inspección fue realizada mediante inmersión en agua de las probetas sándwich, por lo que fue necesario cubrir sus bordes con cinta adhesiva impermeable (cinta americana), para evitar que la humedad ocasionara el despegue de las pieles y el núcleo. En la figura 5.21 se muestra un grupo de probetas sándwich ya preparadas con la cinta americana en sus bordes para su evaluación por medio de C-SCAN.



**Figura 5.21.** Probetas sándwich de AA 2024-T3 y núcleo de Alporas 10% preparadas para su inspección por inmersión con el equipo de C-SCAN.

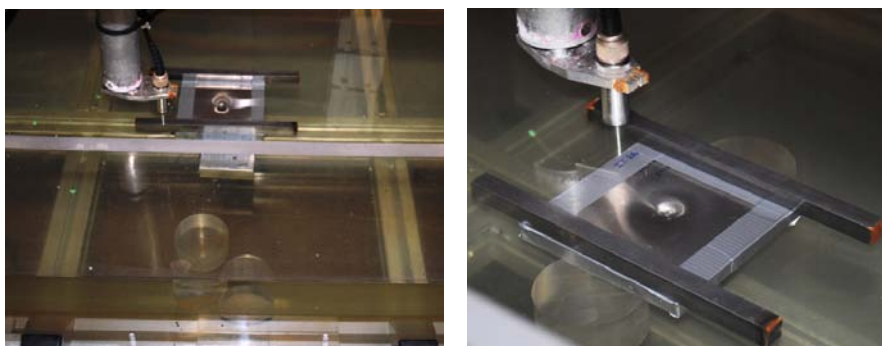
El equipo de C-SCAN empleado, que se puede apreciar en la figura 5.22, ha sido un *Tecnitest NC serie 04/005*, que cuenta con una cuba de inmersión y transductores para la medición en configuraciones de acoplamiento en agua y en aire. Este equipo de funcionamiento automatizado tiene dos tubos para la sujeción de transductores, que se conectan a un soporte móvil con dos grados de libertad. Mediante una tarjeta de interfaz *Socomate USPC 3100 PCI* se conecta a un ordenador para el registro y control de las inspecciones, para lo cual dispone de un software, que además permite el análisis de las imágenes generadas.



**Figura 5.22.** Equipo de C-SCAN *Tecnitest NC serie 04/005* y equipamiento asociado.

Las inspecciones se llevaron a cabo usando transductores de 10 mm de diámetro y frecuencias centrales de 1, 5, 7.5 y 10 MHz. El uso de estas frecuencias ha permitido hacer el registro de mediciones adecuadas, pues la naturaleza dispersiva que tiene la espuma metálica para el ultrasonido ha dificultado considerablemente la inspección de las probetas sándwich.

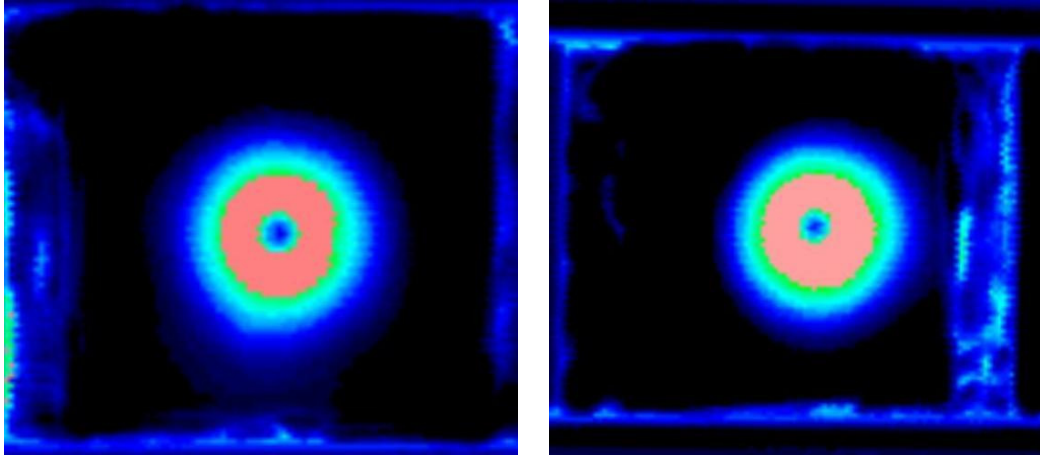
Debido a la baja densidad de la espuma metálica, ha sido necesario colocar un par de barras de contrapeso sobre las placas sándwich durante las inmersiones (figura 5.23).



**Figura 5.23.** Probeta sándwich inmersa en la cuba del equipo de C-SCAN (izq) y detalle de los contrapesos colocados sobre ésta para la inspección (der).

### 5.5.3. RESULTADOS Y DISCUSIÓN

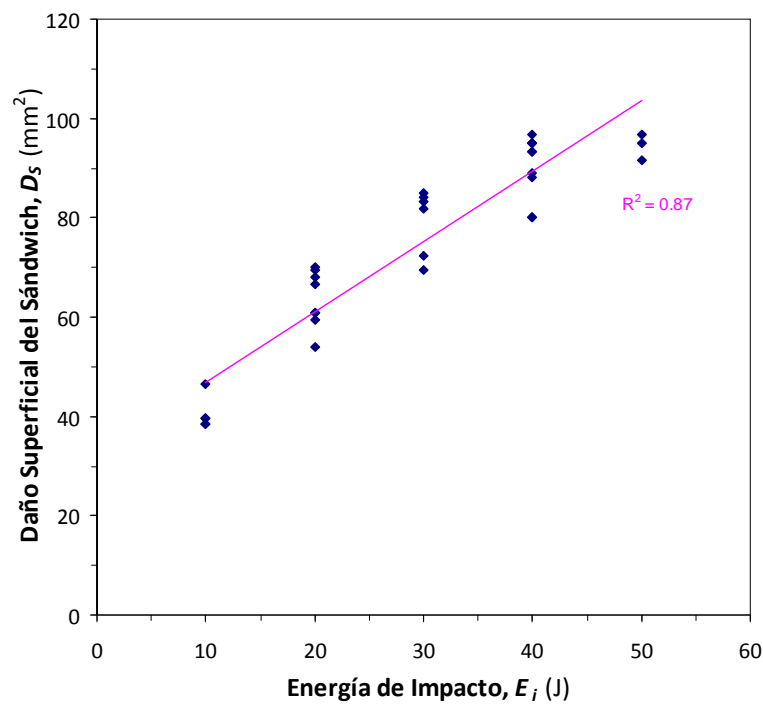
Las inspecciones con el equipo de C-SCAN han permitido obtener imágenes como las mostradas en la figura 5.24. En las imágenes de la figura se puede observar el contorno circular de deformación que fue encontrado visualmente sobre la piel superior de las probetas sándwich.



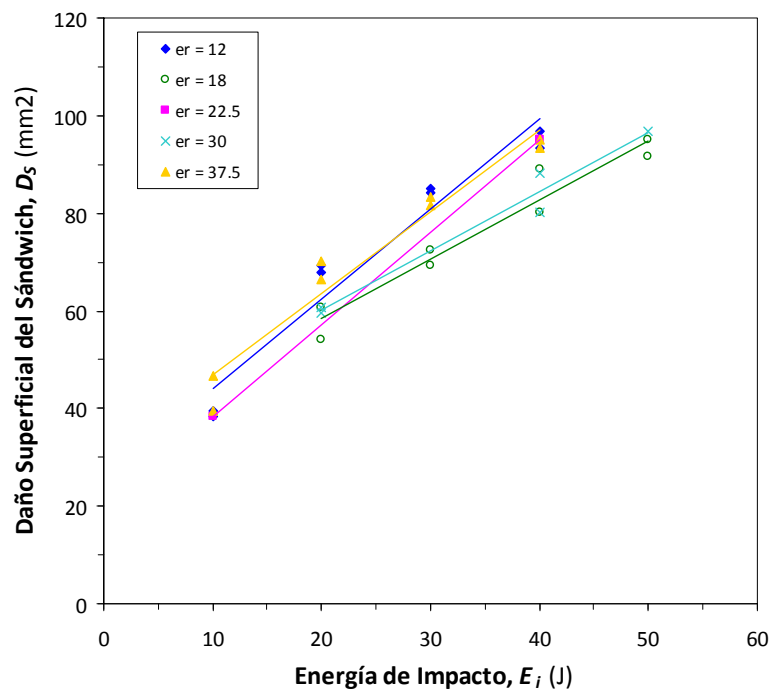
**Figura 5.24.** Imágenes obtenidas mediante inspección por C-SCAN de probetas sándwich de AA 2024-T3 y núcleo de Alporas 10% ensayadas en torre de caída.

Empleando el software de análisis de imágenes instalado en el ordenador conectado al equipo de C-SCAN se realizó la medición del área circular dañada y se ha encontrado coincidencia de los valores obtenidos con las estimaciones realizadas a través de las mediciones por inspección visual. Se han obtenido así los valores de daño superficial del sándwich,  $D_s$ , y se han relacionado con la energía de impacto,  $E_i$ , para las probetas examinadas, como puede apreciarse en la figura 5.25.

La figura 5.25 muestra que la línea de tendencia trazada, obtenida mediante regresión lineal por mínimos cuadrados, tiene un ajuste aceptable pero no muy determinante. Esto puede atribuirse al hecho de que en la misma gráfica se han incluido resultados de las mediciones efectuadas para probetas con diferentes espesores relativos,  $e_r$ . Para confirmar esto, en la figura 5.26 se ha graficado la variación de  $D_s$  con  $E_i$ , evaluando la tendencia para cada espesor relativo.



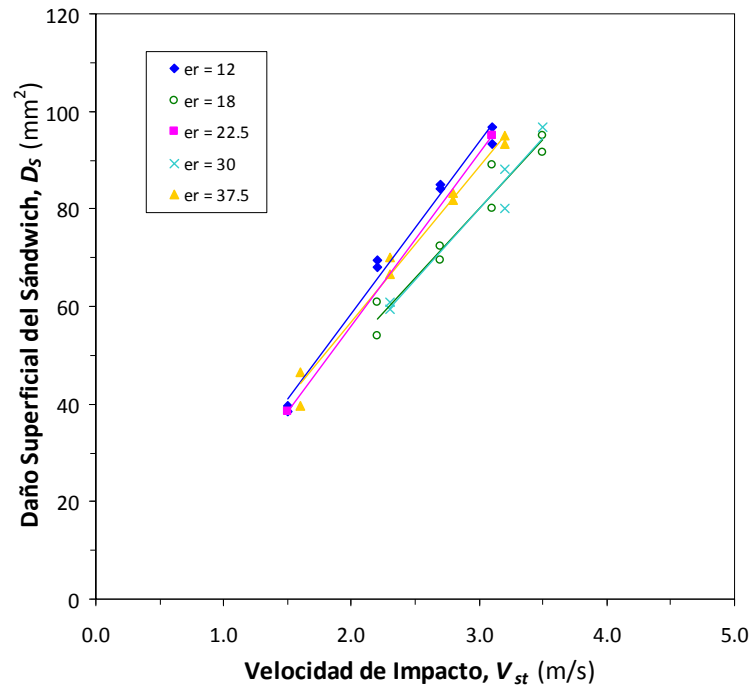
**Figura 5.25.** Variación del daño superficial del sándwich ( $D_s$ ) con la energía de impacto ( $E_i$ ) para probetas sándwich de AA 2024-T3 y núcleo de Alporas 10%.



**Figura 5.26.** Variación del daño superficial del sándwich ( $D_s$ ) con la energía de impacto ( $E_i$ ) para probetas sándwich de AA 2024-T3 y núcleo de Alporas 10% con diferentes espesores relativos,  $e_r$ .



El ajuste de la línea de tendencia trazada por cada espesor relativo,  $e_r$ , en la figura 5.26 es mucho mejor que el de la figura 5.25. Esto mismo sucede al estudiar la variación del daño superficial del sándwich,  $D_s$ , con la velocidad de impacto,  $V_{st}$ , tal como se muestra en la figura 5.27.



**Figura 5.27.** Variación del daño superficial del sándwich ( $D_s$ ) con la velocidad de impacto ( $V_{st}$ ) para probetas sándwich de AA 2024-T3 y núcleo de Alporas 10% con diferentes espesores relativos,  $e_r$ .

La figura 5.27 muestra que para una misma velocidad de impacto,  $V_{st}$ , y espesor de piel,  $e_p$ , el daño se incrementa a medida que disminuye el espesor relativo,  $e_r$ . Así mismo, se puede ver que la relación  $D_s/V_{st}$  prácticamente no varía con el espesor relativo.

De las figuras 5.26 y 5.27 se deduce que el daño superficial del sándwich,  $D_s$ , aumenta de forma proporcional con la velocidad de impacto,  $V_{st}$ , y, en consecuencia, con la energía de impacto,  $E_i$ .

## 5.6. ESTIMACIÓN DE ENERGÍA ABSORBIDA POR LA ESPUMA METÁLICA

### 5.6.1. PROCEDIMIENTO

Con la finalidad de estimar la energía absorbida exclusivamente por la espuma, mediante una aproximación analítica del volumen deformado, se ha efectuado el corte transversal de ocho (8) probetas sándwich con pieles de AA 2024-T3 ensayadas en torre de caída. Estos cortes se han hecho normales al plano de la probeta y pasando por el punto medio de impacto, para poder apreciar el volumen de espuma compactada. La figura 5.28 incluye vistas del plano y la sección de una probeta sándwich luego de haber sido cortada. El corte se hizo empleando sierra de cinta.

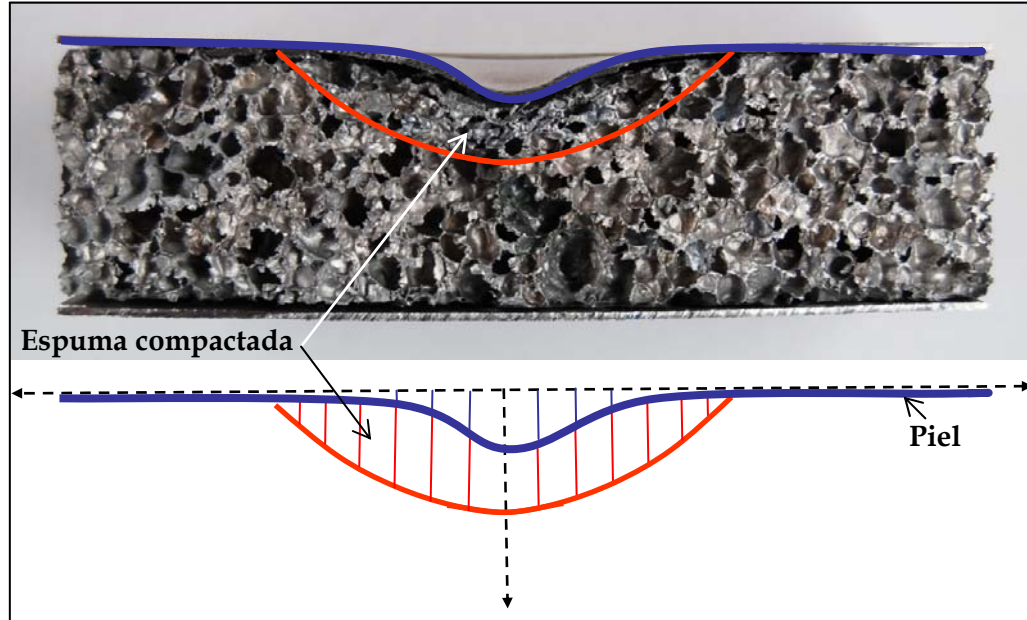


**Figura 5.28.** Vista en el plano (a) y en la sección (b) del corte transversal realizado a una probeta sándwich de AA 2024-T3 y núcleo de Alporas 10% ensayada.

Se puede observar en la figura 5.28 la deformación plástica de la piel superior de aleación de aluminio y una región, que parece ser axisimétrica, delimitando el volumen de espuma metálica compactada, es decir, aquel que ha sufrido deformación plástica y que, por ende, ha contribuido en la absorción de energía de la estructura.

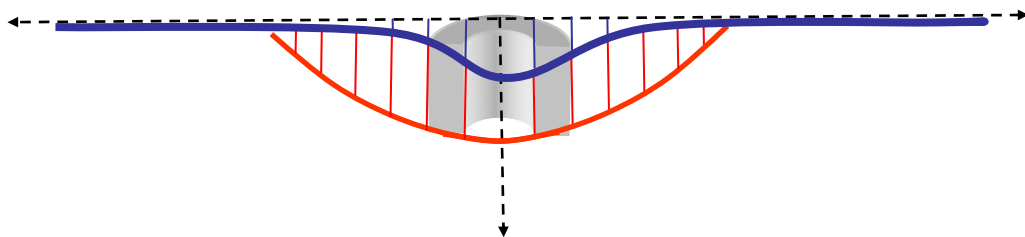


En la figura 5.29 se identifica la región de espuma compactada y se esquematiza ésta en relación con el resto de la estructura deformada por impacto.



**Figura 5.29.** Identificación y esquematización de la región de espuma compactada en el corte transversal de una probeta sándwich de AA 2024-T3.

Considerando que la región compactada es axisimétrica, por ser la punta del percutor semiesférica y porque la deformación en el plano de la piel superior así lo sugiere, las líneas verticales de color azul y rojo en el esquema de la figura 5.29 definen en el sándwich una serie de elementos de revolución cilíndricos de espuma compactada, entre la piel del sándwich y el contorno que delimita la región deformada plásticamente, tal como se esquematiza en la figura 5.30.

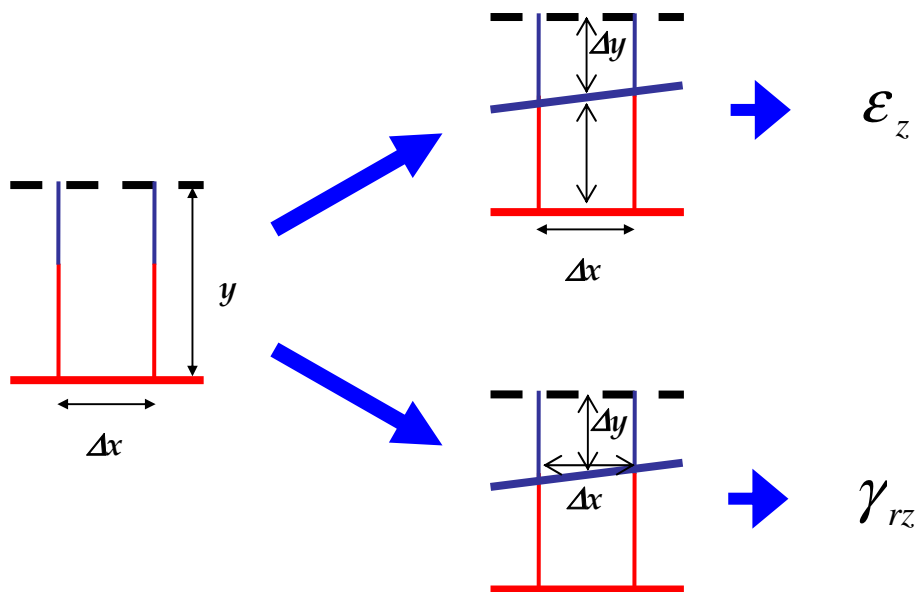


**Figura 5.30.** Aproximación del volumen de espuma compactada a elementos cilíndricos de revolución en el corte transversal de una probeta sándwich.

Exceptuando el elemento de revolución central, los elementos cilíndricos tienen forma tubular, por lo que su volumen puede estimarse por medio de la expresión conocida para el cálculo de volumen de un cilindro hueco.

La división en recintos disjuntos que se ha hecho de la región de espuma compactada tiene como objetivo facilitar el cálculo de la energía absorbida considerando que la deformación es constante en cada uno de los recintos.

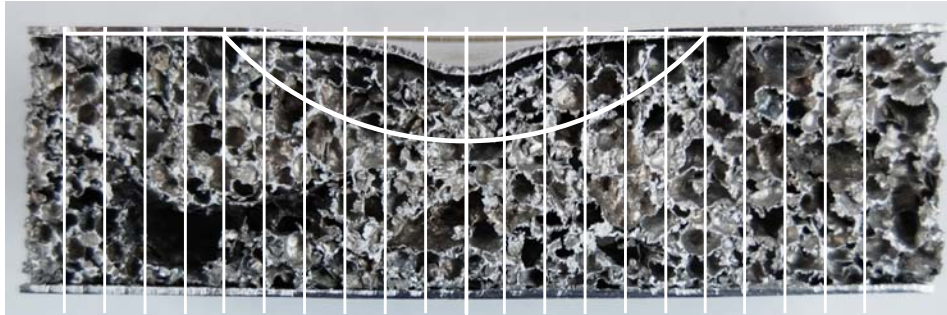
Se ha considerado que cada uno de los cilindros de espuma compactada estuvo sometido fundamentalmente a dos tipos de deformación: una deformación longitudinal  $\varepsilon_z$ , según un eje normal al plano de la probeta sándwich, y otra angular  $\gamma_{rz}$  por cortadura, de acuerdo al esquema mostrado en la figura 5.31.



**Figura 5.31.** Esquema de deformaciones sufridas por los elementos de cilíndricos de revolución en el corte transversal de una probeta sándwich.

La hipótesis de que el coeficiente de Poisson plástico es nulo en la espuma permite aceptar que, aún estando autoconfinada, la deformación radial,  $\varepsilon_r$ , y circunferencial,  $\varepsilon_\theta$ , son nulas.

Para el cálculo de las deformaciones señaladas ha sido necesario hacer la medición de diversos parámetros de los elementos cilíndricos de revolución sobre el corte transversal de las ocho probetas examinadas. Estos parámetros fueron el radio interior, el espesor de pared, la distancia del plano de la piel deformada al plano de la superficie original y la distancia desde éste plano original al contorno de la región de espuma compactada. Para hacer estas mediciones se trazó sobre fotografías de los cortes transversales de las probetas una red de líneas, identificando el plano de la superficie original del sándwich, el contorno de la región de espuma compactada y los intervalos que definían el espesor de pared de cada elemento de revolución. En la figura 5.32 se muestra una de las fotografías con la red de líneas trazadas.



**Figura 5.32.** Red de líneas trazada sobre la fotografía del corte transversal de una probeta sándwich para la medición de los parámetros de los elementos cilíndricos.

Una vez obtenidos los parámetros geométricos de los elementos de revolución de espuma compactada se ha procedido al cálculo de las deformaciones. Así, la deformación longitudinal,  $\varepsilon_z$ , se ha calculado de acuerdo a la expresión:

$$\varepsilon_z = \frac{\Delta y}{y} \quad (5.5)$$

y la deformación angular,  $\gamma_{rz}$ , conforme a la expresión:

$$\gamma_{rz} = \frac{\Delta y}{\Delta x} \quad (5.5)$$

Los valores de deformación calculados son pues deformaciones nominales o ingenieriles.

Asumiendo la hipótesis de que la deformación longitudinal es la misma en todos los puntos del elemento cilíndrico, se puede obtener la energía absorbida por unidad de volumen en el elemento cilíndrico, mediante la expresión 2.14, de forma que:

$$W(\varepsilon_z) = \int_0^{\varepsilon_z} \sigma(\varepsilon) d\varepsilon \quad (5.6)$$

Esta integración se puede hacer a partir de la curva  $\sigma_N-\varepsilon_N$  para la velocidad de deformación del ensayo, que ha sido de  $100 \text{ s}^{-1}$ . Debido a que los ensayos dinámicos de la Alporas 10% en SHPB han demostrado que su comportamiento no es sensible a la velocidad de deformación por debajo de  $400 \text{ s}^{-1}$ , la integración puede hacerse a partir de la curva  $\sigma_N-\varepsilon_N$  obtenida en los ensayos cuasiestáticos de compresión de la espuma.

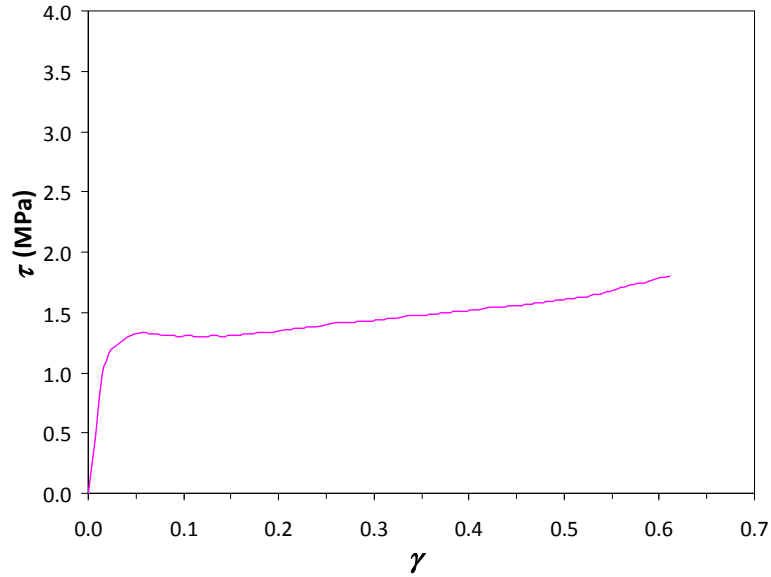
Hallando el producto del valor obtenido mediante la expresión 5.6 por el volumen del elemento cilíndrico, se obtiene entonces la energía absorbida por deformación longitudinal,  $E_{aF-\varepsilon_N}$ , en el elemento de espuma. Mediante la sumatoria de los valores correspondientes para los elementos cilíndricos considerados se obtiene entonces el total de esta fracción de energía absorbida.

En cuanto a la deformación angular, el cálculo de la energía absorbida por unidad de volumen se hace mediante la expresión:

$$W(\gamma_{rz}) = \int_0^{\gamma_{rz}} \tau(\gamma) d\gamma \quad (5.6)$$

La integración de esta última expresión requiere conocer una relación de tensión tangencial-deformación angular ( $\tau-\gamma$ ) para la espuma metálica. Para obtener esta relación se ha modelizado en ABAQUS el estado de cortadura pura de un cubo unitario de Alporas 10%, usando la calibración obtenida en el capítulo 4 para el modelo constitutivo con endurecimiento isotrópico implementado en el código.

Como resultado de modelizar el estado de cortadura pura para un cubo unitario de Alporas 10% se obtuvo la curva  $\tau\text{-}\gamma$  presentada en la figura 5.33.



**Figura 5.33.** Curva  $\tau\text{-}\gamma$  obtenida al simular la cortadura pura de un cubo unitario de Alporas 10% con endurecimiento isotrópico.

De la integración de la curva  $\tau\text{-}\gamma$  (obtenida numéricamente) para los valores medidos de  $\gamma_{rz}$  y su producto por el respectivo volumen de espuma compactada, se obtuvo la energía absorbida por deformación angular de la espuma,  $E_{aF-\gamma_{rz}}$ .

La energía absorbida por la espuma,  $E_{aF}$ , se obtiene entonces según la expresión:

$$E_{aF} = E_{aF-\epsilon_N} + E_{aF-\gamma_{rz}} \quad (5.7)$$

### 5.6.2. RESULTADOS Y DISCUSIÓN

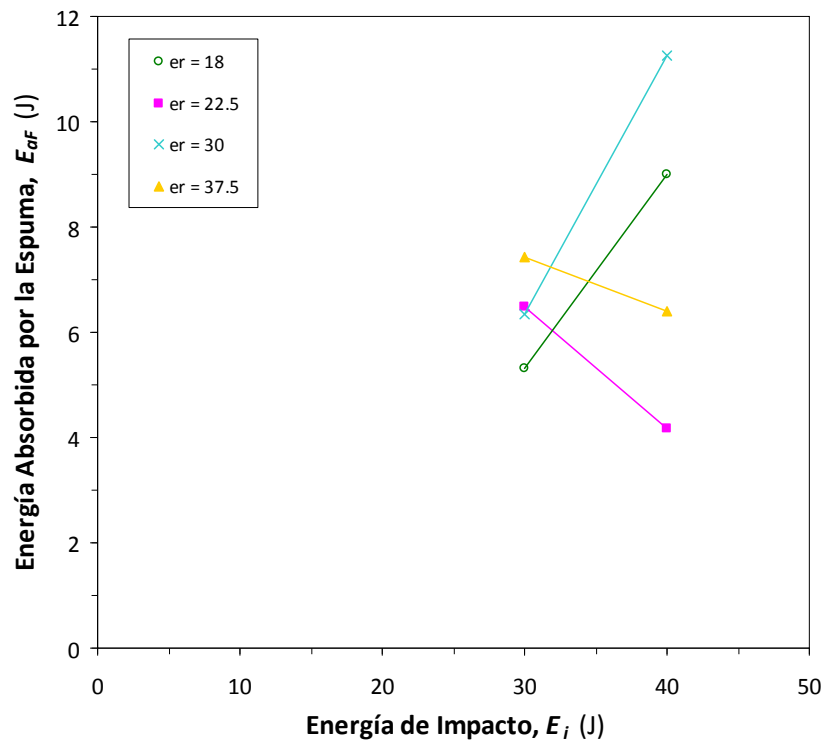
Los resultados de la estimación de energía absorbida por la espuma,  $E_{aF}$ , han sido agrupados en la tabla 5.5, en la cual además se incluyen los valores del espesor relativo ( $e_r$ ), la energía de impacto ( $E_i$ ), la energía absorbida por el sándwich ( $E_{aS}$ ), y la proporción de ésta que es absorbida por la espuma metálica ( $E_{aF}/E_{aS}$ ).

**Tabla 5.5.** Resultados de la estimación de energía absorbida por la espuma,  $E_{aF}$ ; para ocho probetas sándwich con pieles de AA 2024-T3 ensayadas en torre de caída.

Probeta	$e_r$	$E_i$ (J)	$E_{aS}$ (J)	$E_{aF}$ (J)	$E_{aF}/E_{aS}$ (%)
PS31	18	30	27	5	20%
PS19	18	40	35	9	26%
PS39	22.5	30	27	6	24%
PS18	22.5	40	36	4	12%
PS70	30	30	28	6	23%
PS50	30	40	37	11	30%
PS67	37.5	30	28	7	27%
PS48	37.5	40	37	6	17%

En la tabla 5.5 se observa que para las probetas con espesores relativos de 18, y 30, con pieles de 1 mm de espesor, la proporción de energía absorbida por la espuma,  $E_{aF}/E_{aS}$ , se incrementa a medida que aumenta la energía de impacto,  $E_i$ , mientras que, para las probetas con otros espesores relativos, que tienen pieles más delgadas de 0.8 mm, ocurre lo contrario. Esto se puede visualizar un poco mejor en la figura 5.34, en la que se muestra la variación de  $E_{aF}$  con  $E_i$  para los valores del espesor relativo del sándwich evaluados.

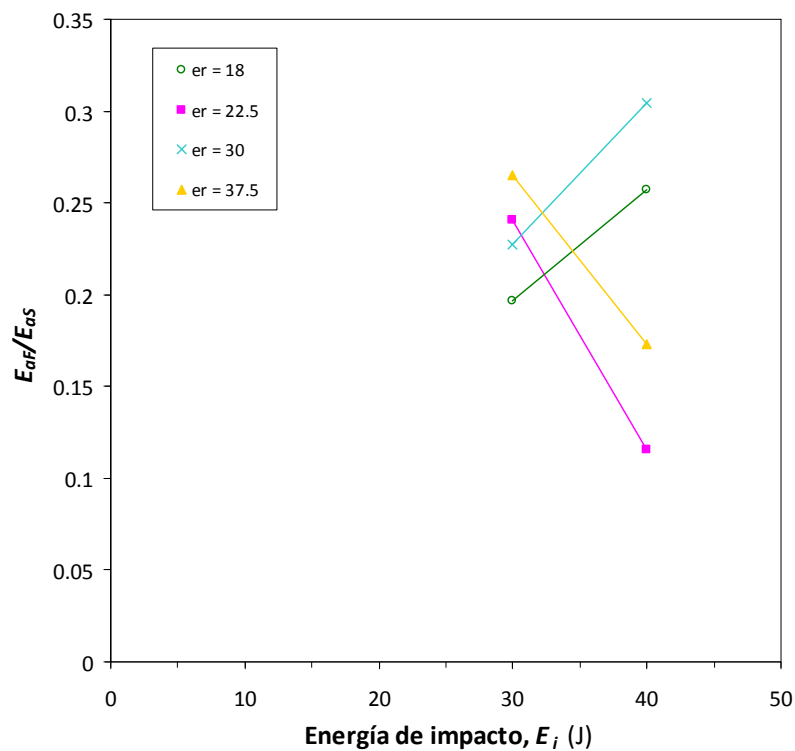
De la figura 5.34 se deduce que para un mismo espesor de las pieles, existe una mayor absorción de energía de la espuma a medida que se incrementa el espesor relativo del sándwich, lo que demuestra el importante papel de la espuma metálica en la estructura, pues aumenta su rigidez global y disminuye la deformabilidad plástica de las pieles, a la vez que incrementa su contribución a la absorción de energía por deformación plástica local (compactación).



**Figura 5.34.** Variación de la energía absorbida por la espuma ( $E_{aF}$ ) con la energía de impacto ( $E_i$ ) para probetas sándwich con pieles de AA 2024-T3 y diferentes  $e_r$ .

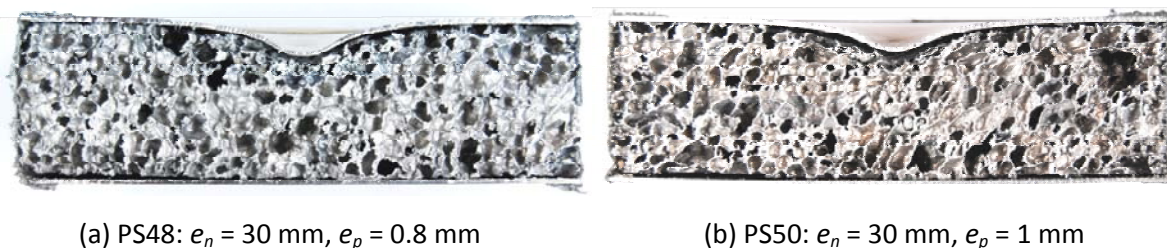
La disminución encontrada en la absorción de la energía de la espuma, a medida que aumenta la energía de impacto sobre probetas con pieles de espesor más reducido, podría ser indicativa de un predominio del trabajo plástico de la piel superior con respecto a la compactación de la espuma, durante el proceso de deformación de la placa sándwich. Como contribución a este análisis, en la figura 5.35 se presenta la variación en la proporción de energía absorbida por la espuma ( $E_{aF}/E_{aS}$ ) con la energía de impacto ( $E_i$ ).

La figura 5.35 deja ver que la absorción relativa de la espuma, en términos de la proporción  $E_{aF}/E_{aS}$ , presenta una caída muy marcada en su tendencia a medida que aumenta la energía de impacto, lo que confirma una disminución en su contribución al proceso de absorción y, por lo tanto, el predominio que tiene el trabajo plástico por deformación de la piel superior.



**Figura 5.35.** Variación de la proporción de energía absorbida por la espuma ( $E_{af}/E_{as}$ ) con la energía de impacto ( $E_i$ ) para placas sándwich de AA 2024-T3 con diferentes  $e_r$ .

El predominio del trabajo plástico de la piel superior en las probetas con  $e_p = 0.8$  mm también se puede constatar en la figura 5.36, que presenta una comparación entre el corte de dos probetas sándwich con el mismo espesor de núcleo (30 mm) y diferente espesor de piel (0.8 y 1 mm), luego de haber sido impactadas con una energía de 40 J. Se observa una deformación plástica más acusada para la probeta con menor espesor de piel, que indica un mayor consumo de energía de impacto y, en consecuencia, una menor absorción de energía por el núcleo de espuma metálica.



**Figura 5.36.** Comparación del corte de dos probetas sándwich (PS) con igual espesor de núcleo ( $e_n$ ) y distinto espesor de piel ( $e_p$ ), que han sido impactadas a 40 J.



## 5.7. MODELIZACIÓN NUMÉRICA DEL ENSAYO DE IMPACTO

### 5.7.1. GENERALIDADES

Contando con la información obtenida mediante los ensayos en torre de caída, se ha considerado oportuno para el estudio de la aplicación de espuma en estructuras sándwich, llevar a cabo la modelización numérica del ensayo.

La modelización del impacto de baja velocidad sobre una placa sándwich con pieles de aleación de aluminio y núcleo de espuma metálica se ha centrado en la identificación del mallado, condiciones de contorno, interacciones (contactos) y tipo de elementos más idóneos para la modelización de este tipo de estructuras bajo el referido estado de carga y en la evaluación de su capacidad para predecir la respuesta frente a impacto, en función de la energía absorbida y del daño superficial en el sándwich.

Para la modelización se ha empleado la versión 6.9-2 del ABAQUS/CAE para el pre y postprocesamiento y el ABAQUS/*Explicit* para el análisis numérico.

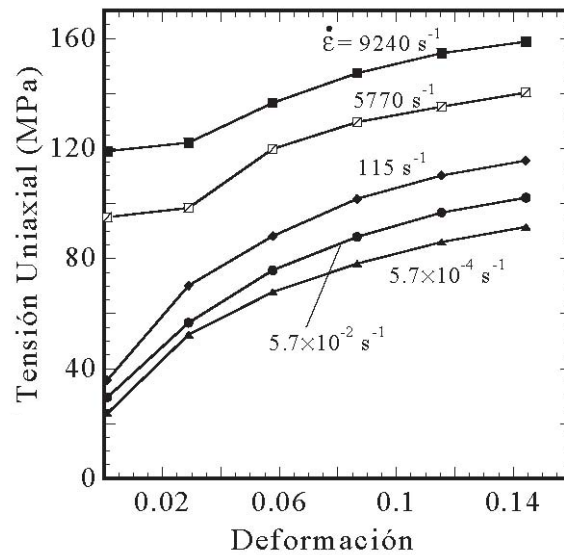
Inicialmente, se ha llevado a cabo la modelización para las probetas sándwich con pieles de AA 1050-H111, por ser las primeras en haber sido ensayadas, y el modelo con mejor ajuste a los resultados experimentales (con determinados elementos, contactos y otros) se ha hecho extensivo a las probetas con pieles de la otra aleación de aluminio.

### 5.7.2. MODELIZACIÓN CONSTITUTIVA DE MATERIALES

Como modelo constitutivo para la Alporas 10%, se implementó el modelo de espuma compactable (*crushable foam*) con endurecimiento isotrópico, de acuerdo a la calibración señalada en apartado 4.2.1.2. La implementación ha tenido como información de entrada los datos obtenidos durante los ensayos cuasiestáticos a compresión de la espuma, ya que como se indica en el apartado 5.4.3 la velocidad de deformación ( $\dot{\epsilon}$ ) alcanzada en torre de caída fue de aproximadamente  $100 \text{ s}^{-1}$  y a este

valor el comportamiento de la Alporas ha demostrado no tener sensibilidad a dicho parámetro.

Para las aleaciones de aluminio 1050-H111 y 2024-T3 se ha considerado la influencia de la velocidad de deformación a partir de la información disponible en la literatura. Así, para la 1050-H111 se ha considerado un criterio de plastificación de von Mises con endurecimiento isotrópico y se han empleado las curvas dinámicas tensión-deformación utilizadas por ZUPAN *ET AL.* [2003], que se muestran en la figura 5.37.



**Figura 5.37.** Curvas dinámicas tensión-deformación de la AA 1050-H111 (aluminio comercialmente puro) a diversas velocidades de deformación [ZUPAN *ET AL.*, 2003].

En lo que respecta a la AA 2024-T3, se ha considerado un criterio de plastificación de JOHNSON-COOK [1983], en cuya formulación se define la tensión equivalente de von Mises mediante tres términos desacoplados, donde el primero de ellos recoge la influencia del endurecimiento por deformación y el segundo y tercero incorporan, respectivamente, la influencia de la velocidad de deformación y de la temperatura. La tensión equivalente se define pues como:

$$\sigma_e = \left( A' + B' \bar{\epsilon}_p^n \right) \cdot \left[ 1 + C' \ln \left( \frac{\dot{\bar{\epsilon}}}{\dot{\bar{\epsilon}}_0} \right) \right] \cdot (1 - T^{*m}) \quad (5.8)$$

donde  $A'$  es el límite elástico a temperatura ambiente en condiciones cuasiestáticas,  $B'$  y  $n$  representan el efecto del endurecimiento por deformación,  $C'$  y  $m$  son parámetros representativos de la sensibilidad a la velocidad de deformación y a la temperatura, respectivamente,  $\bar{\varepsilon}_p$  es la deformación plástica equivalente,  $\bar{\varepsilon}^p$  la velocidad de deformación plástica equivalente normalizada para una  $\bar{\varepsilon}_0 = 1 \text{ s}^{-1}$  de referencia y  $T^*$  la temperatura homóloga, dada por la expresión:

$$T^* = \frac{T - T_a}{T_f - T_a} \quad (5.9)$$

siendo  $T_f$  la temperatura de fusión del material y  $T_a$  la temperatura ambiente.

La tabla 5.6 muestra los parámetros de la aleación 2024-T3 introducidos en el código computacional para la implementación del modelo de plastificación de JOHNSON-COOK.

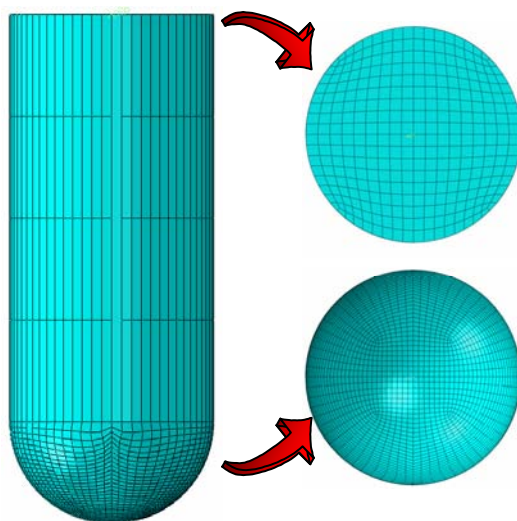
**Tabla 5.6.** Parámetros de la AA 2024-T3 para la implementación del modelo JOHNSON-COOK en el código ABAQUS [JOHNSON Y COOK, 1983].

$A'$ (MPa)	265
$B'$ (MPa)	426
$C'$	0.015
$n$	0.34
$m$	1
$C_e$ (J/kg-K)	875
$T_f$ (K)	775
$T_a$ (K)	298

### 5.7.3. MODELO NUMÉRICO DEL ENSAYO EN TORRE DE CAÍDA

El modelo numérico ha constado básicamente de la placa sándwich y el percutor semiesférico de 20 mm de diámetro.

En la creación del modelo numérico del percutor se utilizaron elementos tridimensionales tipo placa (*shell*) discretamente rígidos (*discrete rigid*), de cuatro (4) nodos y orden lineal (R3D4 en la librería de ABAQUS). Debido al uso de este tipo de elementos, no ha sido necesario asignarle al percutor la longitud que tiene el que se utilizó durante los ensayos experimentales en torre de caída. Así pues, tuvo una longitud de 50 mm y en la parte central de su cara superior se ha ubicado un punto de referencia (RP), para asignarle propiedades inerciales, como la masa de 3.817 kg (apartado 5.4.1). Para su discretización se empleó un mallado estructurado con una considerable refinación en la punta semiesférica, a fin de reproducir del modo más aproximado posible la curvatura del contorno. En la figura 5.38 se pueden observar las tres vistas del percutor una vez mallado, que tuvo 2370 nodos y 2368 elementos.

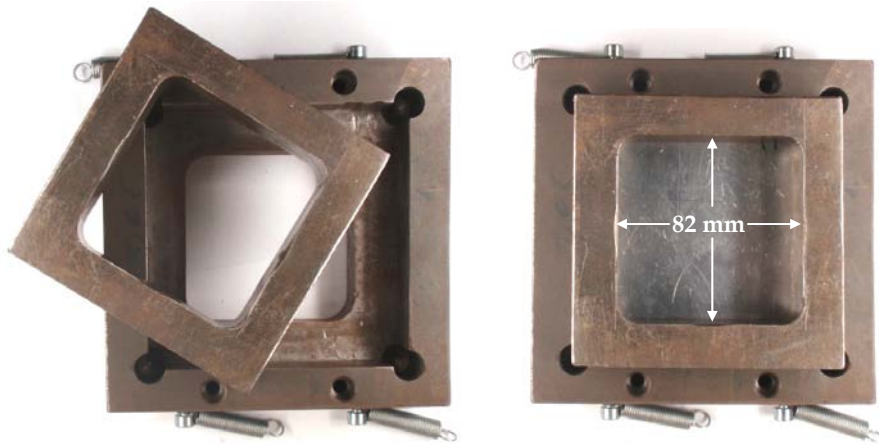


**Figura 5.38.** Vistas del modelo numérico del percutor mallado.

Por haber sido ensayadas antes, las probetas con pieles de AA 1050-H111 sirvieron de referencia para la creación del modelo numérico de la placa sándwich. Así, se ha considerado para éste un espesor de núcleo de 18 mm y un espesor de piel de 1 mm.

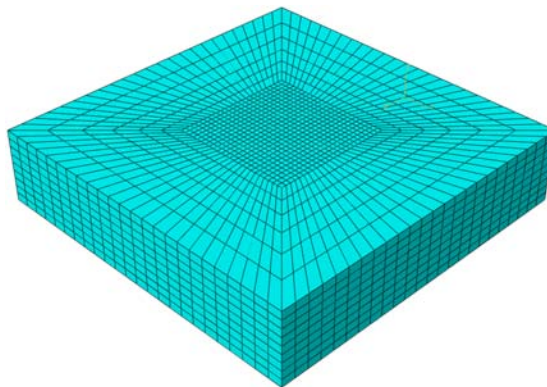
Teniendo en cuenta que el útil de ensayo para el montaje de las probetas sándwich en torre de caída consta de dos piezas robustas de acero, una de las cuales cubre parte de la superficie de su perímetro estableciendo un empotramiento, se ha

realizado un modelo numérico de placa con las dimensiones internas del útil (correspondientes al área libre de la probeta), de 82×82 mm, y se han considerado empotrados sus cuatro bordes. La figura 5.39 muestra las referidas piezas del útil y el área libre de la probeta una vez que se ha hecho su montaje.



**Figura 5.39.** Piezas de sujeción del útil de ensayo (izq) y montaje de probeta sándwich en el mismo (der).

La parte del núcleo se hizo utilizando elementos sólidos tridimensionales de ocho (8) nodos con formulación lineal e integración reducida (C3D8R). Esta parte ha tenido un mallado estructurado con una refinación progresiva (*biased*) hacia el centro de su plano por ser la región de contacto directo con el percutor. Un análisis preliminar de sensibilidad de malla ha permitido obtener el mallado del núcleo mostrado en la figura 5.40, que cuenta con 10368 elementos y 12010 nodos.



**Figura 5.40.** Modelo numérico del núcleo mallado.

En relación con las pieles y la interacción de ésta (contactos) con el núcleo y con el percutor, se han desarrollado y evaluado diez variantes, que dieron origen a igual número de modelos. Estos modelos numéricos y sus características principales están agrupados en la tabla 5.7. En ella puede verse, que para las pieles se emplearon tanto elementos continuos C3D8R, como elementos placa S4R y que en su interacción con el percutor se han considerado contactos con y sin rozamiento. El coeficiente de rozamiento entre el percutor la piel superior tuvo un valor de 0.61, correspondiente a la interacción acero-aluminio [ENGINEER'S HANDBOOK, 2011]. Entre las pieles y el núcleo se consideró el mismo valor que el empleado en el modelo de celda unitaria.

**Tabla 5.7.** Características de los modelos numéricos analizados en ABAQUS para la estructura sándwich de AA 1050-H111 con núcleo de Alporas 10%.

Modelo Numérico	Elementos		Número de elementos	Número de nodos	Interacción percutor-piel sup.	Interacción pieles-núcleo
	Núcleo	Pieles				
<b>Modelo I</b>	C3D8R	C3D8R	12276	13968	Contacto s/fricción	Nodos compartidos
<b>Modelo II</b>	C3D8R	C3D8R	12276	13968	Contacto con fricción	Nodos compartidos
<b>Modelo III</b>	C3D8R	C3D8R	12672	16814	Contacto s/fricción	Contacto s/fricción
<b>Modelo IV</b>	C3D8R	C3D8R	12672	16814	Contacto con fricción	Contacto con fricción
<b>Modelo V</b>	C3D8R	C3D8R	12672	16814	Contacto s/fricción	Contacto con fricción
<b>Modelo VI</b>	C3D8R	C3D8R	12672	16814	Contacto s/fricción	Tie
<b>Modelo VII</b>	C3D8R	S4R	12672	14412	Contacto s/fricción	Contacto s/fricción
<b>Modelo VIII</b>	C3D8R	S4R	12672	14412	Contacto con fricción	Contacto con fricción
<b>Modelo IX</b>	C3D8R	S4R	12672	12010	Contacto con fricción	Nodos compartidos
<b>Modelo X</b>	C3D8R	S4R	12672	14412	Contacto con fricción	Tie

Además del contacto con y sin fricción, como interacción entre las pieles y el núcleo se ha considerado la posibilidad de que compartieran nodos (como si estuvieran perfectamente adheridos) y su unión mediante una restricción de tipo ligadura o “tie”.

Para todos los modelos listados en la tabla 5.7 las pieles han tenido una mallado estructurado con refinamiento progresivo (*biased*) hacia el centro de su plano, que ha sido coincidente con el del núcleo.

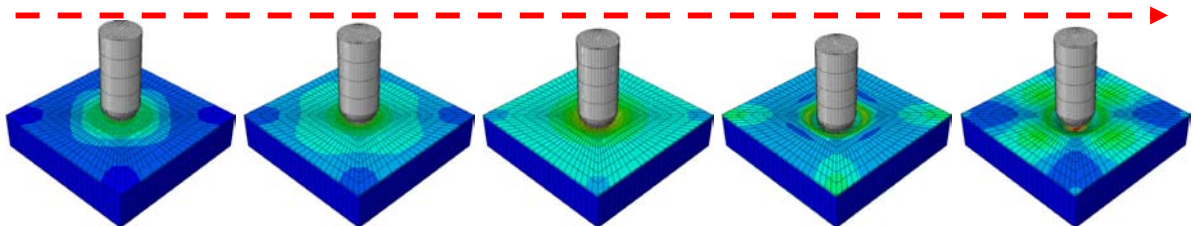
Como condiciones de contorno generales del modelo numérico se aplicó un empotramiento a todo el borde de la placa sándwich (indicado anteriormente) y se impidieron todos los giros y dos desplazamientos del percutor, permitiendo únicamente su movimiento en la dirección de impacto.

Usando el punto de referencia (RP) sobre el percutor se asignó la velocidad de impacto,  $V_{st}$ , mediante un campo de velocidad predefinido (*predefined velocity field*).

En vista de la duración que han tenido los ensayos experimentales de diferentes probetas sándwich y procurando minimizar el tiempo de cálculo, se ha establecido una duración de  $10^{-2}$  s para el análisis numérico de cada modelo.

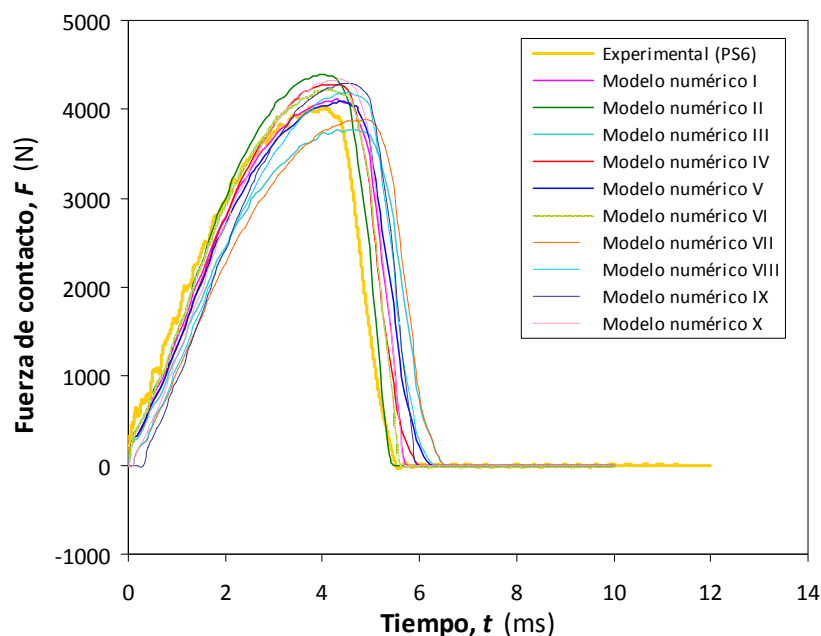
#### 5.7.4. RESULTADOS Y DISCUSIÓN

Todas las variantes del modelo numérico analizadas (tabla 5.7) tuvieron simetría en la distribución de tensiones sobre su plano, como se puede ver en la figura 5.41.

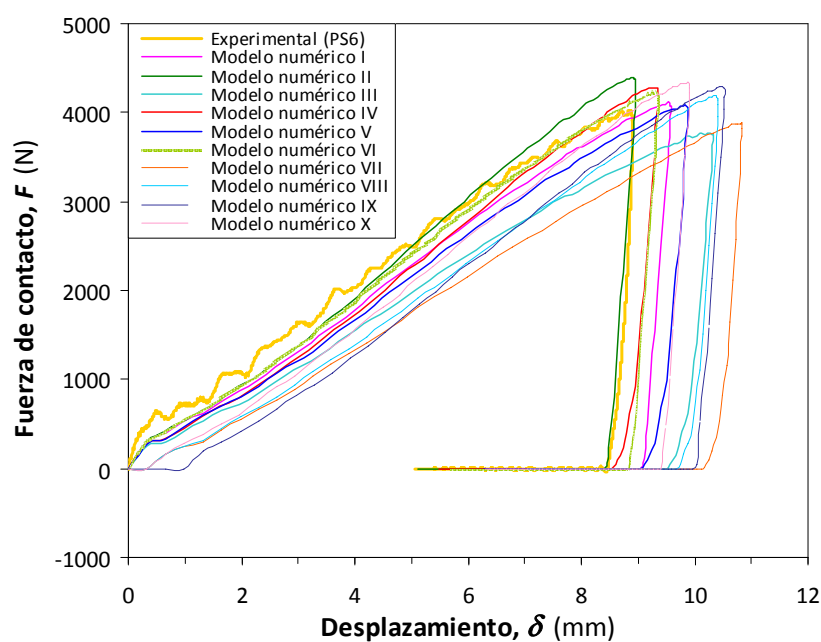


**Figura 5.41.** Evolución del proceso de impacto sobre la placa sándwich, a partir del contorno de tensiones del modelo numérico (Modelo I).

Del análisis de las variantes del modelo incluidas en la tabla 5.7 se han obtenido las curvas características presentadas en las figuras 5.42, 5.43 y 5.44.

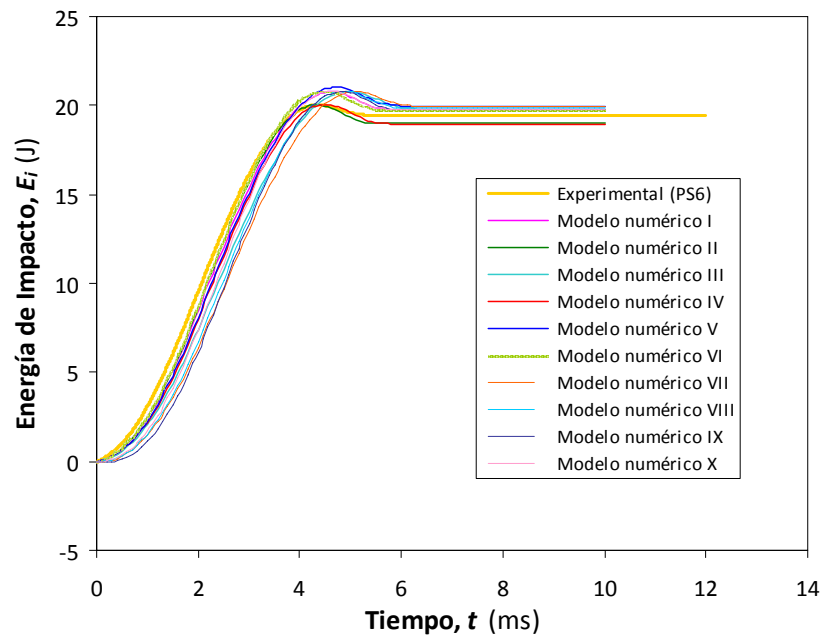


**Figura 5.42.** Curvas fuerza-tiempo obtenidas para los modelos numéricos de placa sándwich de AA 1050-H111 y núcleo de Alporas 10% impactados a 20 J.



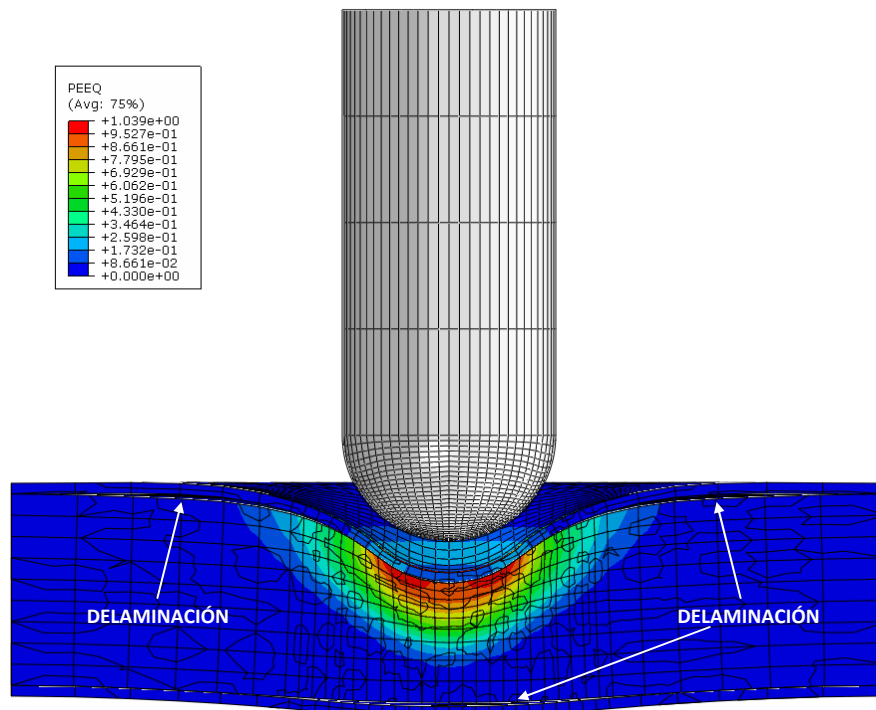
**Figura 5.43.** Curvas fuerza-desplazamiento obtenidas para los modelos numéricos de placa sándwich de AA 1050-H111 y núcleo de Alporas 10% impactados a 20 J.





**Figura 5.44.** Curvas energía-tiempo obtenidas para los modelos numéricos de placa sándwich de AA 1050-H111 y núcleo de Alporas 10% impactados a 20 J.

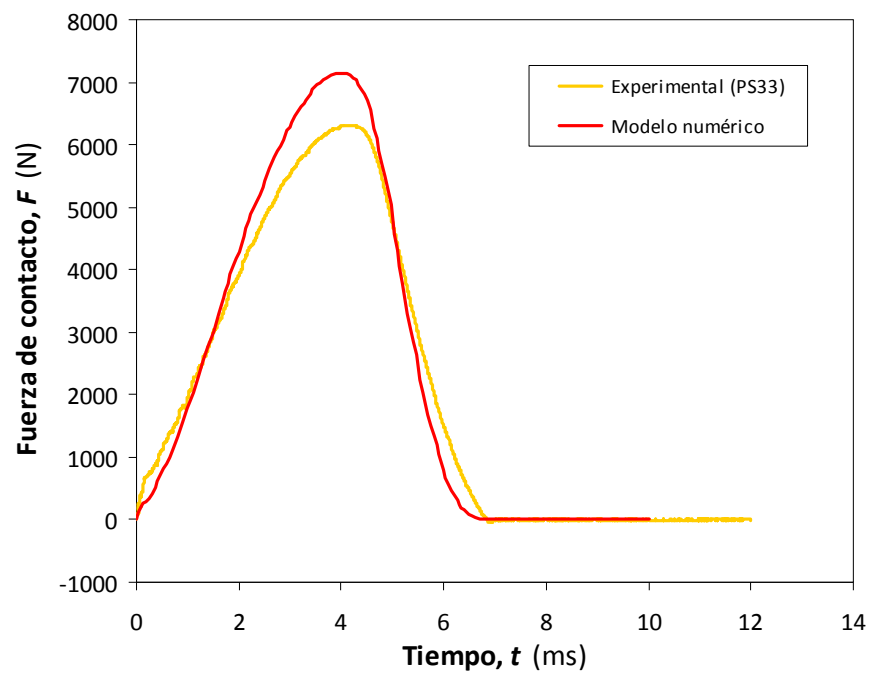
Se puede observar en las tres figuras anteriores que los modelos con mejor ajuste a los resultados experimentales son aquellos que tienen pieles de elementos sólidos C3D8R (Modelos I al VI). El único de estos modelos con poca aproximación, particularmente en cuanto a las curvas fuerza-tiempo y fuerza-desplazamiento, ha sido el Modelo III. Pese a su buena aproximación algunos de estos modelos tienen una limitación importante, ya que no reflejan la separación de las pieles y el núcleo (delaminación), encontrada al hacer el corte de probetas sándwich ensayadas, después del impacto. Los que tienen tal limitación son el Modelo VI, con la interacción tipo “tie”, y los Modelos I y II, que tienen nodos compartidos entre el núcleo y las pieles. Quedan entonces como más ajustados los Modelos IV y V, siendo el primero de éstos el que tiene mejor aproximación a los resultados experimentales en relación con las curvas fuerza-desplazamiento y energía-tiempo. En la figura 5.45 se muestra un corte de la probeta sándwich en el Modelo IV, en el que se puede apreciar la referida separación entre el núcleo y las pieles, o delaminación, en diferentes partes de la intercara y la deformación plástica equivalente en el núcleo.



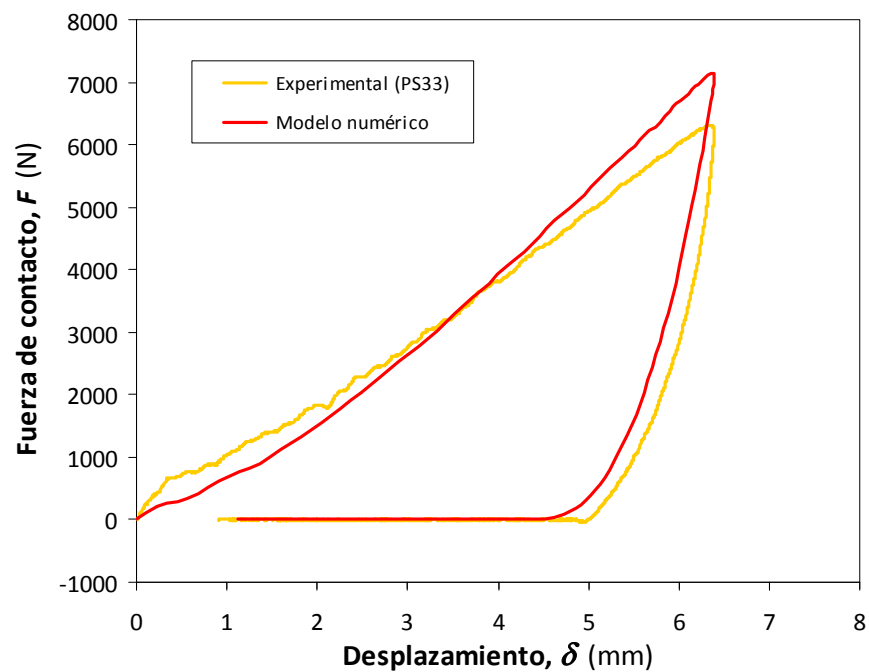
**Figura 5.45.** Corte transversal en el Modelo IV mostrando la deformación plástica equivalente (PEEQ) y la delaminación en el sándwich con pieles de AA 1050-H111, luego de ser impactado a 20 J.

Asumiendo entonces como más idóneo el Modelo IV, se ha procedido a implementar éste para el caso de una placa sándwich con pieles de AA 2024-T3 y núcleo de Alporas 10%, de igual espesor relativo ( $e_r = 18$ ) impactada a la misma energía de 20 J. Como resultado de esto se han obtenido las curvas de las figuras 5.46, 5.47 y 5.48, que muestran su comparación con los resultados obtenidos experimentalmente para una probeta sándwich (PS) de referencia.

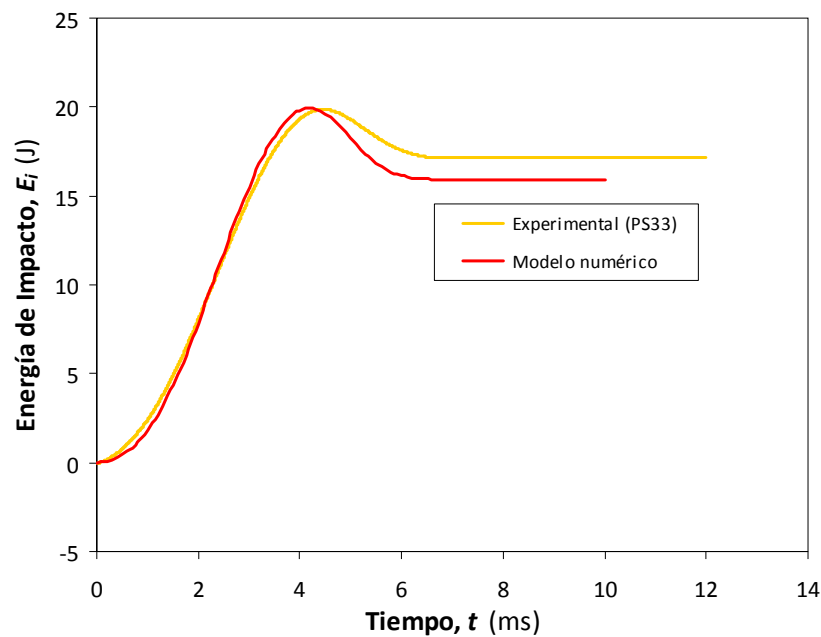
En las figuras 5.46 a la 5.48 se observa que el modelo numérico seleccionado tiene una aproximación aceptable a los resultados obtenidos experimentalmente para la probeta sándwich PS33, con pieles de AA 2024-T3, especialmente si se tiene en cuenta que no se ha incorporado algún modelo de daño para la aleación de las pieles y que entre éstas y el núcleo no se ha tenido en cuenta el adhesivo, ni sus propiedades.



**Figura 5.46.** Curva fuerza-tiempo obtenida para el modelo numérico de sándwich de AA 2024-T3 y núcleo de Alporas 10% impactado a 20 J (Modelo IV).

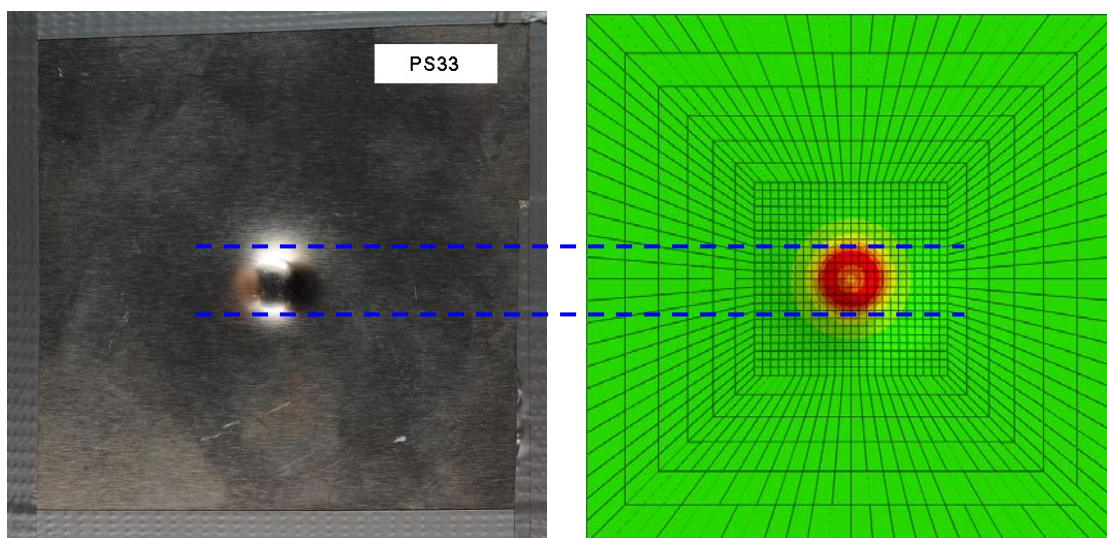


**Figura 5.47.** Curva fuerza-desplazamiento obtenida para el modelo numérico de sándwich de AA 2024-T3 y núcleo de Alporas 10% impactado a 20 J (Modelo IV).



**Figura 5.48.** Curva energía-tiempo obtenida para el modelo numérico de sándwich de AA 2024-T3 y núcleo de Alporas 10% impactado a 20 J (Modelo IV).

Para dar más validez a la aproximación, se ha hecho una comparación del daño superficial obtenido mediante el modelo numérico y el encontrado mediante inspección visual para la probeta sándwich de referencia, tal como se muestra en la figura 5.49.



**Figura 5.49.** Comparación del daño superficial del sándwich encontrado en una placa con pieles de AA 2024-T3 (izq) y el encontrado mediante el modelo numérico (der).

Para hacer la comparación mostrada en la figura 5.49 se ha graficado la deformación plástica en la piel superior del modelo numérico y sobre la imagen de la piel superior de la probeta se ha eliminado el área cubierta por el útil (no considerada en el modelo numérico).

Es evidente en la figura 5.49 la similitud que existe entre el daño superficial del sándwich resultante del ensayo en torre de caída y resultante de la modelización numérica. Puede por tanto considerarse adecuado el modelo numérico desarrollado como aproximación al comportamiento frente a impacto de las estructuras sándwich estudiadas, para una energía de impacto de 20 J. Una validación más completa del modelo numérico involucraría su aplicación a otras energías de impacto y diferentes espesores relativos.

Cabe destacar que además de reflejar el daño superficial del sándwich, el modelo numérico desarrollado permite constatar una zona de deformación plástica en el núcleo de Alporas 10% (figura 5.45), en buena medida correspondiente a su compactación, de modo que, eventualmente también podría ser de utilidad en la estimación de la energía absorbida por la espuma metálica.



---

## CAPÍTULO 6

### CONCLUSIONES Y TRABAJO FUTURO

*Este capítulo presenta las conclusiones extraídas del análisis de los resultados más importantes obtenidos en la tesis y una propuesta de trabajo futuro a ser desarrollado para enriquecer la línea de investigación tratada.*

---

## 6.1. CONCLUSIONES

Una vez que se ha estudiado experimental y numéricamente el comportamiento mecánico a compresión, tanto en condiciones estáticas como dinámicas, de una espuma de aluminio denominada Alporas, con un 10% de densidad relativa, y la respuesta frente a impacto de un sistema de absorción de energía que la contiene, se han podido inferir las siguientes conclusiones, clasificadas según el trabajo en particular desarrollado:

### ■ CARACTERIZACIÓN MECÁNICA DE LA ESPUMA METÁLICA

- Al someter a compresión uniaxial cuasiestática probetas prismáticas de la espuma, se ha encontrado que ésta tiene un comportamiento mecánico macroscópicamente dúctil y consistente con el que típicamente exhiben el mismo tipo de materiales.
- Tras estimar sistemáticamente propiedades mecánicas cuasiestáticas clave de la Alporas 10%, tales como la resistencia a compresión,  $\sigma_c$ , la meseta de tensión,  $\sigma_{pl}$ , y la deformación de compactación,  $\varepsilon_D$ , se han encontrado resultados similares a los reportados en estudios previos, pero con una desviación significativamente menor, que pudiera atribuirse al rigor con el que se han efectuado el dimensionamiento y preparación de las probetas y su posterior ensayo.
- En compresión cuasiestática la espuma de aluminio comienza a presentar plastificación localizada (de paredes de celda) casi inmediatamente después de iniciar el proceso de carga, lo que ocasiona que el módulo de Young,  $E$ , estimado a partir de líneas de descarga al 75% de su resistencia a compresión,  $\sigma_c$ , sea considerablemente mayor que el estimado con la tangente inicial de la curva ingenieril tensión-deformación o *módulo tangente* (aproximadamente un 350% mayor).



- Un estudio de la evolución del módulo de Young,  $E$ , con la deformación, realizado por medio de ensayos de compresión cuasiestáticos con descargas de la Alporas 10%, ha evidenciado la influencia que tiene la deformación sobre la rigidez de la espuma. La Alporas ha demostrado tener una pérdida de rigidez hasta aproximadamente el 30% de su deformación nominal y un posterior incremento de tal propiedad por encima del 40% de ésta, pero un poco por debajo de la deformación de compactación.
- El incremento de la rigidez de la Alporas 10% antes de la deformación de compactación,  $\varepsilon_D$ , podría deberse a la coexistencia de dos mecanismos durante su deformación: 1) la compactación, que incrementa su rigidez macroscópica, y 2) la degradación por daño del material de las paredes de celda, que restringe el nivel de tensión en la curva  $\sigma_N$ - $\varepsilon_N$ . La compactación se iniciaría un poco antes de lo que suele indicar la curva  $\sigma_N$ - $\varepsilon_N$ .
- El uso de barras de polimetilmetacrilato (PMMA) para el ensayo en SHPB de probetas cilíndricas de Alporas 10% ha demostrado la idoneidad de este material viscoelástico en la caracterización dinámica de la espuma.
- La dependencia que tiene el módulo de Young del PMMA de la frecuencia exige la medición de un valor dinámico de éste empleando técnicas no destructivas, para su uso en la estimación de las propiedades dinámicas de la espuma a partir de ensayos en SHPB.
- La aplicación de un algoritmo para la corrección de la dispersión y la atenuación causadas por las propiedades viscoelásticas del PMMA resultó poco determinante en el procesamiento de los resultados de los ensayos en SHPB, para el material e intervalo de velocidad de deformación estudiados, posiblemente debido al reducido efecto de la dispersión y la atenuación que se ha producido.

- Después de ser ensayada en SHPB la Alporas 10% ha mostrado un incremento de tensión en su curva  $\sigma_N$ - $\varepsilon_N$  a velocidades de deformación entre 500 y 900 s<sup>-1</sup>, que se ha visto reflejado en sus propiedades mecánicas al causar incrementos en la resistencia a compresión,  $\sigma_c$ , y en la meseta de tensión,  $\sigma_{pl}$ , de alrededor de 60-70% y 50%, respectivamente. Así pues, el comportamiento mecánico a compresión de la espuma ha evidenciado ser sensible a la velocidad de deformación dentro del intervalo evaluado.
- Como consecuencia del cambio en sus propiedades, la energía absorbida,  $W$ , por la espuma Alporas se ha incrementado entre 20 y 60% aproximadamente en el intervalo de 500 a 900 s<sup>-1</sup>, poniendo una vez más de manifiesto la influencia que tiene la velocidad de deformación sobre el comportamiento de la espuma.
- La mejoría encontrada en las propiedades mecánicas de la Alporas 10% a velocidades de deformación de 500 a 900 s<sup>-1</sup>, ha sido atribuida a efectos microinerciales en su estructura, en vista de la baja sensibilidad que tiene a éste parámetro el material del cual están formadas sus celdas y de la reconocida escasa influencia del gas ocluido.

#### ■ MODELIZACIÓN DE ESPUMA METÁLICA A COMPRESIÓN

- A pesar de las limitaciones que tiene para reflejar efectos localizados de daño durante el proceso de compresión, como los que experimentan en esta condición las espumas metálicas, el modelo de celda unitaria desarrollado constituye una herramienta aceptable como aproximación preliminar al diseño de aplicaciones con estos materiales celulares.
- La configuración del modelo de celda unitaria ha demostrado ser idónea para reproducir el comportamiento elástico de la espuma metálica.

- El modelo de celda unitaria propuesto ha evidenciado eficacia para reproducir el comportamiento cuasiestático a compresión de la Alporas 10%, en términos del módulo de Young ( $E$ ), el límite elástico ( $\sigma_y$ ) a 0.2% de deformación total y la deformación de compactación ( $\varepsilon_D$ ).
- La incorporación de gas ocluido al modelo de celda unitaria no ha mostrado influencia alguna en su respuesta cuasiestática a compresión.
- Restringir el movimiento de las caras laterales a un desplazamiento paralelo ha resultado apropiado tanto para el modelo de celda unitaria como para los modelos multicelda.
- Para una densidad de malla determinada, el modelo *Multicelda I* (con 4 celdas) ha presentado una mejor aproximación a la respuesta cuasiestática a compresión de la Alporas 10% que el modelo de celda unitaria, lo que le confiere un interés potencial para este tipo de modelizaciones, especialmente al tener en cuenta que permite la incorporación de variaciones locales de la densidad del material y de pequeña discontinuidades, como las que se encuentran presentes en la espuma metálica.
- La modelización del ensayo en SHPB de la espuma metálica con barras de acero y con barras de dos materiales viscoelásticos ha permitido inferir la idoneidad que tiene el PMMA para la caracterización dinámica a compresión de la Alporas 10%.
- El uso de las propiedades cuasiestáticas en la modelización dinámica del ensayo de compresión de la espuma ha demostrado tener validez para velocidades de deformación de hasta 400 s<sup>-1</sup>.

## ■ ESTUDIO DE PLACAS SÁNDWICH DE ALUMINIO CON NÚCLEO DE ESPUMA METÁLICA SOMETIDAS A IMPACTO DE BAJA VELOCIDAD

- Las placas sándwich con pieles de AA 1050-H111 y AA 2024-T3 han sido capaces de absorber más del 70% de la energía de impacto recibida, a valores de ésta en el intervalo de 10 a 50J, fundamentalmente debido a la deformación plástica de la lámina y a la compactación de una parte del volumen de espuma.
- Las pieles de AA 1050-H111 han conferido a la estructura sándwich una mayor absorción de energía que las de AA 2024-T3, lo cual tiende a hacerse más marcado a medida que incrementa la energía de impacto.
- El espesor relativo del sándwich ha demostrado tener influencia creciente en la energía absorbida por el sándwich.
- Al disminuir el espesor de la piel de aleación 2024-T3 se incrementa su energía de deformación y se reduce la energía de compactación de la espuma metálica.
- Un modelo numérico de la placa sándwich basado en el uso de elementos sólidos tridimensionales para las pieles y el núcleo, que considera la fricción entre estos elementos y entre el percutor y la piel superior, ha demostrado ser idóneo para reproducir el comportamiento frente a impacto de las configuraciones estudiadas a una energía de 20 J, tanto en términos de las curvas características obtenidas mediante ensayo en torre de caída, como del daño superficial del sándwich.

## 6.2. TRABAJO FUTURO

Con la finalidad de complementar la investigación desarrollada en esta tesis doctoral, de modo que se facilite la comprensión y ratificación de algunas de las conclusiones y extraídas y de las suposiciones realizadas, es recomendable llevar a cabo diversas tareas a futuro. Estas tareas, que en sí mismas enriquecerían el aún insuficiente conocimiento que se tiene sobre las espumas metálicas, se pueden resumir en las siguientes:

- Llevar a cabo un estudio detallado de la evolución del módulo de Young,  $E$ , de la espuma Alporas 10% entre 0.3 y 0.5 de deformación nominal a compresión y complementarlo con una exhaustiva evaluación microscópica, con la finalidad de constatar el inicio de la compactación antes de alcanzar  $\varepsilon_D$  en la curva  $\sigma_N$ - $\varepsilon_N$ .
- Ensayar en SHPB probetas cilíndricas de Alporas 10% de mayores dimensiones, que permitan alcanzar valores más elevados de velocidad de deformación ( $\dot{\varepsilon}$ ).
- Hacer ensayos en vacío en SHPB a diferentes velocidades de deformación,  $\dot{\varepsilon}$ , para evaluar la posible influencia de este parámetro en la estimación del coeficiente de propagación  $\gamma(\omega)$ .
- Realizar ensayos en vacío en SHPB con un percutor de menor longitud que los utilizados en este estudio (menos de 330 mm), que facilite la definición numérica del período de cada onda y, por ende, optimice el procedimiento empleado para corregir la dispersión y atenuación viscoelástica.
- Hacer extensible el modelo de celda unitaria a otras espumas metálicas de celda cerrada, es decir, aplicarlo a espumas con otros parámetros estructurales, a fin de corroborar su idoneidad para reproducir el comportamiento elástico a compresión de la espuma.

- Implementar un criterio de daño para el material de uno de los modelos multicelda o introducir en éste variaciones locales de espesor de los elementos y/o pequeñas discontinuidades tales como grietas o fisuras.
- Evaluar el comportamiento frente a impacto de las configuraciones de estructura sándwich estudiadas con otro tipo de adhesivo y diferentes espesores del mismo.
- Incluir el adhesivo y sus propiedades en el modelo numérico de placa sándwich, mediante elementos cohesivos.
- Incorporar un criterio de daño y fallo al material de las pieles del sándwich, con la finalidad de incluir su posible degradación como consecuencia del impacto en torre de caída.
- Evaluar el modelo numérico de placa sándwich para diferentes energías de impacto y diferentes espesores relativos.
- Determinar la capacidad que tiene el modelo numérico de placa sándwich para estimar el volumen de espuma compactada y, por ende, para permitir la estimación de la energía absorbida por el núcleo.

---

## BIBLIOGRAFÍA

- [1] ABAQUS. *Getting Started with Abaqus: Interactive Edition*, Version 6.9-2, SIMULIA (Dassault Systèmes). 2009A
  - [2] ABAQUS. *Analysis User's Manual. Part I: Introduction, Spatial Modeling, and Execution*, Version 6.9-2, SIMULIA (Dassault Systèmes). 2009B
  - [3] ABAQUS. *Analysis User's Manual. Part V: Materials*, Version 6.9-2, SIMULIA (Dassault Systèmes). 2009C
  - [4] ABAQUS. *Analysis User's Manual. Part VI: Elements*, Version 6.9-2, SIMULIA (Dassault Systèmes). 2009D
  - [5] AFIFI H. *Ultrasonic pulse echo studies of the physical properties of PMMA, PS, and PVC*, Polymer-Plastics Technology and Engineering 42(2):193-205. 2003
  - [6] ALULIGHT INTERNATIONAL GMBH, URL <http://www.alulight.com>. 2011 (Julio)
  - [7] ALUSION, URL <http://alusion.com>. 2011 (Julio)
  - [8] ANDREWS E., GIOUX G., ONCK P., GIBSON L. *Size effects in ductile cellular solids. Part II: experimental results*, International Journal of Mechanical Sciences 43:701-713. 2001
  - [9] ANDREWS E., SANDERS W., GIBSON L. *Compressive and tensile behaviour of aluminium foams*, Materials Science and Engineering A 270:113-124. 1999
  - [10] ARNOLD N., GUENTHER A. *Experimental determination of ultrasonic wave velocities in plastics as functions of temperature. I. Common plastics and selected nose-cone materials*, Journal of Applied Polymer Science 10(5):731-743. 1966
  - [11] ARTENANO COMPANY LIMITED, URL <http://www.artenano.com>. 2008 (Octubre)
  - [12] ASAY J., GUENTHER A. *Experimental determination of ultrasonic wave velocities in plastics as functions of temperature. IV. Shear velocities in common plastics*, Journal of Applied Polymer Science 11(7):1087-1100. 1967
  - [13] ASHBY M., EVANS A., FLECK N., GIBSON L., HUTCHINSON J., WADLEY H. *Metal Foams: A Design Guide*, Butterworth-Heinemann. 2000
  - [14] ASTM E9-89a, *Standard Test Methods of Compression Testing of Metallic Materials at Room Temperature*, ASTM International. 2000
-

- [15] BABCSÁN N., BANHART J. *Liquid Metal Foams: High Temperature Colloids*, Fluid Foam Physics: A Model For Complex Systems, URL <http://www.maths.tcd.ie/~foams>. 2008 (Abril)
- [16] BABCSÁN N., BANHART J., LEITLMEIER D. *Metal foams – manufacture and physics of foaming*, Proceedings of the International Conference Advanced Metallic Materials:5-15, 2003
- [17] BACON C. An experimental method for considering dispersion and attenuation in a viscoelastic Hopkinson bar, *Experimental Mechanics* 38(4):242-249. 1998
- [18] BACON C. *Separation of waves propagating in an elastic or viscoelastic Hopkinson pressure bar with three-dimensional effects*, *International Journal of Impact Engineering* 22(1):55-69. 1999
- [19] BANCROFT D. *The velocity of longitudinal waves in cylindrical bars*, *Physical Review*, 59(7):588-593. 1941
- [20] BANHART J. *Aluminium foams for lighter vehicles*, *Int. J. Vehicle Design* 37(2/3):114-125. 2005
- [21] BANHART J. *Aluminum Foams: On the Road to Real Applications*, *MRS Bulletin* April:290-295. 2003
- [22] BANHART J. *Manufacture, characterisation and application of cellular metals and metal foams*, *Progress in Materials Science* 46:559-632. 2001
- [23] BANHART J. *Manufacturing Routes for Metallic Foams*, *JOM* 52(12):22-27. 2000
- [24] BANHART J. *Metal Foams: Production and Stability*, *Advanced Engineering Materials* 8(9):781-794. 2006
- [25] BANHART J. *Metal Foams – from Fundamental Research to Applications*, *Frontiers in the Design of Materials*, Universities Press (India) Limited, 279-289. 2007
- [26] BANHART J., WEAIRE D. *On the Road Again: Metal Foams Find Favor*, *Physics Today* July:37-42. 2002
- [27] BASTAWROS A., BART-SMITH H., EVANS A. *Experimental analysis of deformation mechanisms in a closed-cell aluminum alloy foam*, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 48(2): 301-322. 2000



- [28] BASTAWROS A., MCMANUIS R. *Case study: use of digital image analysis software to measure non-uniform deformation in cellular aluminum alloys*, *Experimental Techniques* 22:35-37. 1998
- [29] BAUMGÄRTNER F., DUARTE I., BANHART J. *Industrialization of Powder Compact Foaming Process*, *Advanced Engineering Materials* 2(4):168-174. 2000
- [30] BENATAR A., RITTEL D., YARIN A. *Theoretical and experimental analysis of longitudinal wave propagation in cylindrical viscoelastic rods*, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 51:1413-1431. 2003
- [31] BUSSAC M., COLLET P., GARY G., OTHMAN R. *An optimisation method for separating and rebuilding one-dimensional dispersive waves from multi-point measurements. Application to elastic or viscoelastic bars*, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 50(2):321-349. 2002
- [32] CAO X., WANG Z., MA H., ZHAO L., YANG G. *Effects of cell size on compressive properties of aluminum foam*, *Transactions of Nonferrous Metals Society of China* 16:351-356. 2006
- [33] CHEN W., LU F., FREW D., FORRESTAL M. *Dynamic Compression Testing of Soft Materials*, *Journal of Applied Mechanics*, 69:214-223. 2002
- [34] CHEN W., ZHANG B., FORRESTAL M. *A Split Hopkinson Bar Technique for Low impedance Materials*, *Experimental Mechanics* 39:81-85. 1999
- [35] CHENG Z., CRANDALL J., PILKEY W. *Wave dispersion and attenuation in viscoelastic split Hopkinson pressure bar*, *Shock and Vibration* 5:307-315. 1998
- [36] CHREE C. *The equations of an isotropic elastic solid in polar and cylindrical coordinates, their solutions and applications*, *Cambridge Phil. Soc. Trans.* 14:250. 1889
- [37] CRUPI V., MONTANINI R. *Aluminium foam sandwiches collapse modes under static and dynamic three-point bending*, *International Journal of Impact Engineering* 34:509-521. 2007
- [38] CURRAN D. *Metal Foams*, URL <http://www.msm.cam.ac.uk/mmc/people/old/dave/dave.html>. 2008 (Septiembre)
- [39] CYMAT TECHNOLOGIES LTD., URL <http://www.cymat.com>. 2008 (Octubre)

- [40] CZEKANSKI A., ATTIA M., MEGUID S., ELBESTAWI M. *On the use of a new cell to model geometric asymmetry of metallic foams*, Finite Elements in Analysis and Design 41:1327-1340. 2005
- [41] DANNEMANN K., LANKFORD J. *High strain rate compression of closed-cell aluminium foams*, Materials Science and Engineering A293:157-164. 2000
- [42] DAVIES R. *A critical study of the hopkinson pressure bar*, Philosophical Transactions of the Royal Society of London A240(821):375-457. 1948
- [43] DEGISCHER H., KRISZT B. *Handbook of Cellular Metals*, WILEY-VCH. 2002
- [44] DESHPANDE V., FLECK N. *High strain rate compressive behaviour of aluminium alloy foams*, International Journal of Impact Engineering 24:277-298. 2000B
- [45] DESHPANDE V., FLECK N. *Isotropic constitutive models for metallic foams*, Journal of the Mechanics and Physics of Solids 48: 1253-1283. 2000A
- [46] DYMAT STANDARDISATION RE/002B/87, *Test Recommendation. Dynamic compression testing using the split Hopkinson bar pressure bar*, DYMAT, 2nd Version. 1999
- [47] EHLERS W. *Metalsch]aume-metal foams*. Institut für Mechanik, Universität Stuttgart. Report 99-II-6. 1999
- [48] ELNASRI I., PATTOFATTO S., ZHAO H., TSITSIRIS H., HILD F., GIRARD Y. *Shock enhancement of cellular structures under impact loading: Part I Experiments*, Journal of the Mechanics and Physics of Solids 55:2652-2671. 2007
- [49] ERG MATERIALS AND AEROSPACE CORP., URL <http://www.ergaerospace.com>. 2011 (Julio)
- [50] FERRY J. *Viscoelastic Properties of Polymers*, Wiley. 1961
- [51] FOLLANSBEE P., FRANTZ C. *Wave propagation in the split Hopkinson pressure bar*, Journal of Engineering Materials and Technology 105(1):61-66. 1983
- [52] FOO C., CHAI G., SEAH L. *Quasi-static and low-velocity impact failure of aluminium honeycomb sandwich panels*, Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part L: Journal of Materials: Design and Applications 220:53-66. 2006
- [53] FOO C., SEAH L., CHAI G. *Low-velocity impact failure of aluminium honeycomb sandwich panels*, Composite Structures 85:20-28. 2008

- [54] FRAUNHOFER INSTITUTE FOR MANUFACTURING AND ADVANCED MATERIALS (IFAM), URL [http://www.ifam-dd.fraunhofer.de/flhg/ifam\\_dd/EN](http://www.ifam-dd.fraunhofer.de/flhg/ifam_dd/EN). 2008 (Octubre)
- [55] GAMA B., LOPATNIKOV S., GILLESPIE J. *Hopkinson bar experimental technique: A critical review*, Applied Mechanics Reviews 57(4):223-250. 2004
- [56] GIBSON L. *Mechanical Behavior Of Metallic Foams*, Annu. Rev. Mater. Sci. 30:191-227. 2000
- [57] GIBSON L., AHSBY M., ZHANG J., TRIANTAFILLOU T. *Failure surfaces of cellular materials under multiaxial loads - I. Modelling*, Int. J. Mech. Sci. 31:635-63. 1989
- [58] GIBSON L., ASHBY M. *Cellular Solids*, Second edition, Cambridge University Press. 1999
- [59] GLEICH GMBH, URL <http://www.gleich.de>. 2007 (Junio), 2009 (Enero)
- [60] GORHAM D. *A numerical method for the correction of dispersion in pressure bar signals*, Journal of Physics E: Scientific Instruments 16:477-479. 1983
- [61] GRENESTEDT, J. *Influence of wavy imperfections in cell walls on elastic stiffness of cellular solids*, Journal of the Mechanics and Physics of Solids 46(1):29-50. 1998
- [62] HANSSEN A., HOPPERSTAD O., LANGSETH M., ILSTAD H. *Validation of constitutive models applicable to aluminium foams*, International Journal of Mechanical Sciences 44:359-406. 2002A
- [63] HANSSEN A., LANGSETH M., HOPPERSTAD O. *Crash Behavior of Foam-based Components: Validation of Numerical Simulations*, Advanced Engineering Materials 4(10):771-776. 2002B
- [64] HARTE A., FLECK N., ASHBY M. *Sandwich Panel Design Using Aluminum Alloy Foam*, Advanced Engineering Materials 2(4):219-222. 2000
- [65] HOPKINSON B. *A method of measuring the pressure produced in the detonation of explosives or by the impact of bullets*, Philosophical Transactions of the Royal Society of London: A213:437-456. 1914
- [66] HUČKO B., FARIA L. *Material model of metallic cellular solids*, Computers & Structures 62:1049-1057. 1997

- [67] INOUE H., HARRIGAN J., REID S. *A review on inverse analysis for indirect measurement of impact force*, ASME Applied Mechanics Reviews 54:503-524. 2001
- [68] ISOTECH INC., URL <http://catalog.isotechinc.com/Asset/foamed-aluminium.pdf>. 2011 (Julio)
- [69] JOHNSON G., COOK W. *A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures*, Proceedings of the Seventh International Symposium on Ballistics:541-547. 1983
- [70] KIERNAN S., CUI L., GILCHRIST M. *Propagation of a stress wave through a virtual functionally graded foam*, International Journal of Non-Linear Mechanics 44:456-468. 2009
- [71] KIM A., TUNVIR K., JEONG GD., CHEON S. *A multi-cell FE-model for compressive behaviour analysis of heterogeneous Al-alloy foam*, Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering 14:933-945. 2006
- [72] KOLSKY H. *An investigation of the mechanical properties of materials at very high rates of loading*, Proceedings of the Physical Society B62:676-700. 1949
- [73] KONSTANTINIDIS I., PAPADOPOULOS D., LEFAKIS H., TSIPAS D. *Model for determining mechanical properties of aluminum closed-cell foams*, Theoretical and Applied Fracture Mechanics 43:157-167. 2005
- [74] LIFSHITZ J., LEBER H. *Data processing in the split Hopkinson pressure bar tests*, International Journal of Impact Engineering 15(6): 723-733. 1994
- [75] LOPATNIKOV S., GAMA B., HAQUE MJ., KRAUTHAUSER C., GILLESPIE J., GUDEN M., HALL I. *Dynamics of metal foam deformation during Taylor cylinder-Hopkinson bar impact experiment*, Composite Structures 61:61-71. 2003
- [76] LOPES C., SERESTA O., COQUET Y., GÜRDAL Z., CAMANHO P., THUIS B. *Low-velocity impact damage on dispersed stacking sequence laminates. Part I: Experiments*, Composites Science and Technology 69:926-936. 2009A
- [77] LOPES C., CAMANHO P., GÜRDAL Z., MAIMÍ P., GONZÁLEZ E. *Low-velocity impact damage on dispersed stacking sequence laminates. Part II: Numerical simulations*, Composites Science and Technology 69:937-947. 2009B

- [78] LU G., SHEN J., HOU W., RUAN D., ONG L. *Dynamic indentation and penetration of aluminium foams*, International Journal of Mechanical Sciences 50:932-943. 2008
- [79] LUNDBERG B., HENCHOZ A. *Analysis of elastic waves from two-point strain measurement*, Experimental Mechanics 17(6):213-218. 1977
- [80] MATWEB, URL <http://www.matweb.com>. 2009 (Septiembre)
- [81] ENGINEER'S HANDBOOK, URL <http://www.engineershandbook.com>. 2011 (Febrero)
- [82] MCCULLOUGH K., FLECK N., ASHBY M. *Uniaxial stress-strain behaviour of aluminium alloy foams*, Acta Materialia 47(8):2323-2330. 1999
- [83] MEGUID S., CHEON S., EL-ABBASI N. *FE modelling of deformation localization in metallic foams*, Finite Elements in Analysis and Design 38:631-643. 2002
- [84] METALFOAM.NET, URL <http://www.metalfoam.net>. 2007 (Junio)
- [85] MILLER R. *A continuum plasticity model for the constitutive and indentation behaviour of foamed metals*, International Journal of Mechanical Sciences 42:729-754. 2000
- [86] MIYOSHI T., ITOH M., AKIYAMA S., KITAHARA A. *ALPORAS Aluminum Foam: Production Process, Properties, and Applications*, Advanced Engineering Materials 2:179-183. 2000
- [87] MIYOSHI T., ITOH M., MUKAI T., KANAHASHI H., KOHZU H., TANABE S., HIGASHI K. *Enhancement of energy absorption in a closed-cell aluminum by the modification of cellular structures*, Scripta Materialia 41(10):1055-1060. 1999
- [88] M-PORE GMBH, URL <http://www.m-pore.de>. 2011 (Julio)
- [89] MUKAI T., KANAHASHI K., MIYOSHI T., MABUCHI M., NIEH T., HIGASHI K. *Experimental study of energy absorption in a close-celled aluminium foam under dynamic loading*, Scripta Materialia 40:921-927. 1999
- [90] MUKAI T., MIYOSHI T., NAKANO S., SOMEKAWA H., HIGASHI K. *Compressive response of a closed-cell aluminium foam at high strain rate*, Scripta Materialia 54:533-537. 2006
- [91] NATIONAL PHYSICAL LABORATORY (NPL), *NPL Workshop on Metal Foams*, UK. 2000
- [92] NATIONAL PHYSICAL LABORATORY (NPL), URL [http://www.npl.co.uk/materials/metal\\_foams](http://www.npl.co.uk/materials/metal_foams). 2007 (Marzo)

- [93] NGUYEN M., JACOMBS S., THOMSON R., SCOTT M. *Simulation of impact on sandwich structures*, Composite Structures 67:217-227. 2005
- [94] NIEH T., HIGASHI K., WADSWORTH J. *Effect of cell morphology on the compressive properties of open-cell aluminum foams*, Materials Science and Engineering A283:105-110. 2000
- [95] PATTOFATTO S., ELNASRI I., ZHAO H., TSITSIRIS H., HILD F., GIRARD Y. *Shock enhancement of cellular structures under impact loading: Part II analysis*, Journal of the Mechanics and Physics of Solids 55:2672-2686. 2007
- [96] PAUL A., RAMAMURTY U. *Strain rate sensitivity of a closed-cell aluminium foam*, Materials Science and Engineering A281:1-7. 2000
- [97] PERONI L., AVALLE M., PERONI M. *The mechanical behaviour of aluminium foam structures in different loading conditions*, International Journal of Impact Engineering 35:644-658. 2008
- [98] PERONI M., PERONI L., AVALLE M. *High strain rate compression test on metallic foam using a multiple pulse SHPB Apparatus*, Journal de Physique IV 134:609-616. 2006
- [99] POCHHAMMER L. *On the propagation velocities of small oscillations in an unlimited isotropic circular cylinder*, Journal für die Reine und Angewandte Mathematik 81:324-336. 1876
- [100] RAMAMURTY U., PAUL A. *Variability in mechanical properties of a metal foam*, Acta Materialia 52:869-876. 2004
- [101] RECEMAT INTERNATIONAL B.V., URL <http://www.recemat.com>. 2011 (Julio)
- [102] REID S., PENG C. *Dynamic uniaxial crushing of wood*, International Journal of Impact Engineering 19:531-570. 1997
- [103] REYES A., HOPPERSTAD O., BERSTAD T., HANSSEN A., LANGSETH M. *Constitutive modeling of aluminum foam including fracture and statistical variation of density*, European Journal of Mechanics A/Solids 22:815-835. 2003
- [104] REYES G., CANTWELL W. *Low velocity impact response of novel fiber-reinforced aluminium foam sandwich structures*, Journal of Materials Science Letters 22:417-422. 2003

- [105] RUAN D., LU G., ONG L., WANG B. *Triaxial compression of aluminium foams*, Composites Science and Technology 67(6):1218-1234. 2007
- [106] SANTOSA S., WIERZBICKI T. *On the modeling of crush behavior of a closed-cell aluminum foam structure*, Journal of the Mechanics and Physics of Solids 46(4):645-669. 1998
- [107] SASSO M., NEWAZ G., AMODIO D. *Material characterization at high strain rate by Hopkinson bar tests and finite element optimization*, Materials Science and Engineering A487:289-300. 2008
- [108] SCHREYER H., ZUO Q., MAJI A. *Anisotropic plasticity model for foams and honeycombs*, Journal of Engineering Mechanics 120(9):1913-1930. 1994
- [109] SEGRETI M., RUSINEK A., KLEPACZKO J. *Experimental study on puncture of PMMA at low and high velocities, effect on the failure mode*, Polymer Testing 23:703-718. 2004
- [110] SIMÕES F., ALVES R., GRÁCIO J., BARLAT F., YOON J. *Effect of asymmetrical rolling and annealing the mechanical response of an AA1050-O sheet*, International Journal of Material Forming 2(Suppl. 1):891-894. 2009
- [111] SIMONE A., GIBSON L. *Effects of solid distribution on the stiffness and strength of metallic foams*, Acta Materialia 46(6):2139-2150. 1998A
- [112] SIMONE A., GIBSON L. *The effects of cell face curvature and corrugations on the stiffness and strength of metallic foams*, Acta Materialia 46(11): 3929-3935. 1998B
- [113] SONG B., CHEN W. *Split Hopkinson pressure bar techniques for characterizing soft materials*, Latin American Journal of Solids and Structures 2:113-152. 2005
- [114] STYLES M., COMPSTON P., KALYANASUNDARAMUGIMURA S. *The effect of core thickness on the flexural behaviour of aluminium foam sandwich structures*, Composite Structures 80:532-538. 2007
- [115] SUGIMURA Y., MEYER J., HE M., BART-SMITH H., GRENSTEDT J., EVANS A. *On the mechanical performance of closed cell Al alloy foams*, Acta Materialia 45(12):5245-5259. 1997
- [116] TAN P., REID S., HARRIGAN J., ZOU Z., LI S. *Dynamic compressive strength properties of aluminium foams. Part I – experimental data and observations*, Journal of the Mechanics and Physics of Solids 53:2174-2205. 2005

- [117] VALENCIA A. *Los Avances de la Metalurgia Física*, DYNA 140:45-49. 2003
- [118] WANG L., LABIBES K., AZARI Z., PLUVINAGE G. *Generalization of split Hopkinson bar technique to use viscoelastic bars*, International Journal of Impact Engineering 15(5):669-686. 1994
- [119] WICKLEIN M., THOMA K. *Numerical investigations of the elastic and plastic behaviour of an open-cell aluminium foam*, Materials Science and Engineering A397:391-399. 2005
- [120] YU J., WANG E., LI J., ZHENG Z. *Static and low-velocity impact behavior of sandwich beams with closed-cell aluminum-foam core in three-point bending*, International Journal of Impact Engineering 35:885-894. 2008
- [121] YU J., WANG X., WEI Z., WANG E. *Deformation and failure mechanism of dynamically loaded sandwich beams with aluminum-foam core*, International Journal of Impact Engineering 28:331-347. 2003
- [122] ZHAO H., ELNASRI I., ABDENNADHER S. *An experimental study on the behaviour under impact loading of metallic cellular materials*. International Journal of Mechanical Sciences 47:757-774. 2005
- [123] ZHAO H., GARY C. *A three dimensional analytical solution of the longitudinal wave propagation in a infinite linear viscoelastic cylindrical bar. Application to experimental techniques*, Journal of the Mechanics and Physics of Solids 43(8):1335-1348. 1995
- [124] ZHAO H., GARY G. *A new method for the separation of waves. Application to the SHPB technique for an unlimited duration of measurement*, Journal of the Mechanics and Physics of Solids 45(7):1185-1202. 1997
- [125] ZHAO H., GARY G., KLEPACZCO J. *On the use of a viscoelastic split Hopkinson pressure bar*, International Journal of Impact Engineering 19:319-330. 1997
- [126] ZUPAN M., CHEN C., FLECK N. *The plastic collapse and energy absorption capacity of egg-box panels*, International Journal of Mechanical Sciences 45:851-871. 2003



---

# ANEXOS

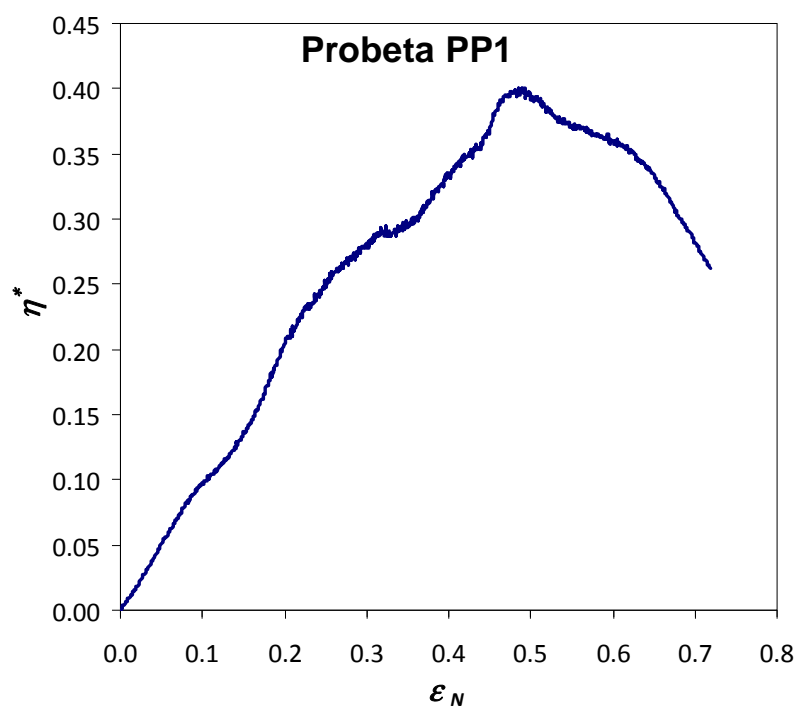
---



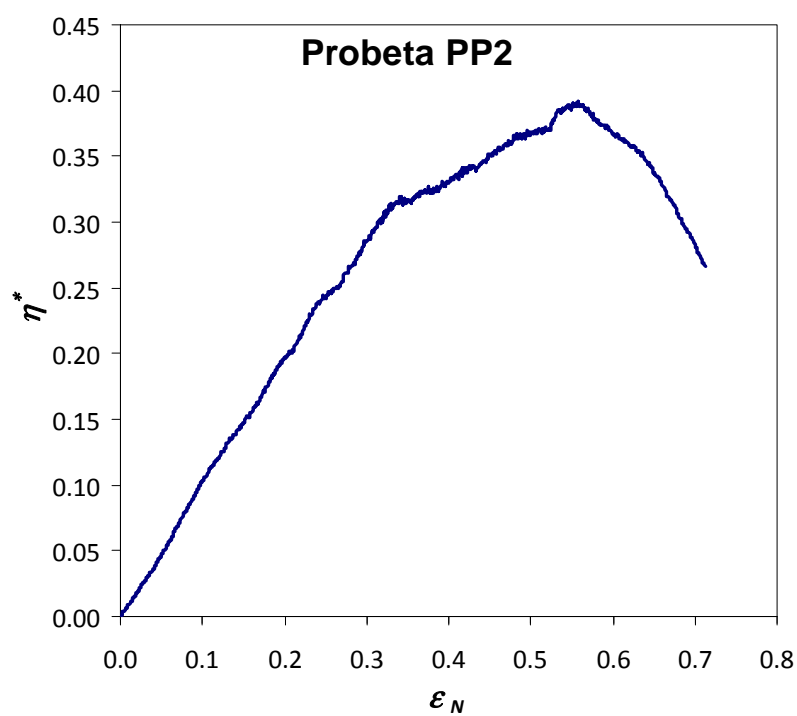
## ANEXO 1

CURVAS  $\eta^*-\varepsilon_N$  OBTENIDAS PARA LA ESPUMA ALPORAS 10%





**Figura A1.1.** Curva  $\eta^*-\varepsilon_N$  obtenida para la probeta PP1 de Alporas 10%.



**Figura A1.2.** Curva  $\eta^*-\varepsilon_N$  obtenida para la probeta PP2 de Alporas 10%.

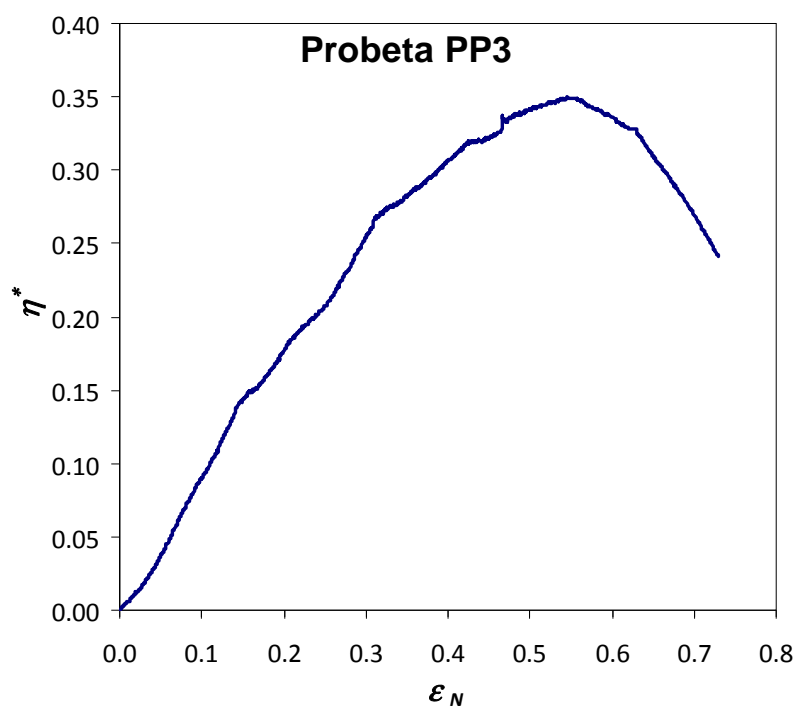


Figura A1.3. Curva  $\eta^*$ - $\varepsilon_N$  obtenida para la probeta PP3 de Alporas 10%.

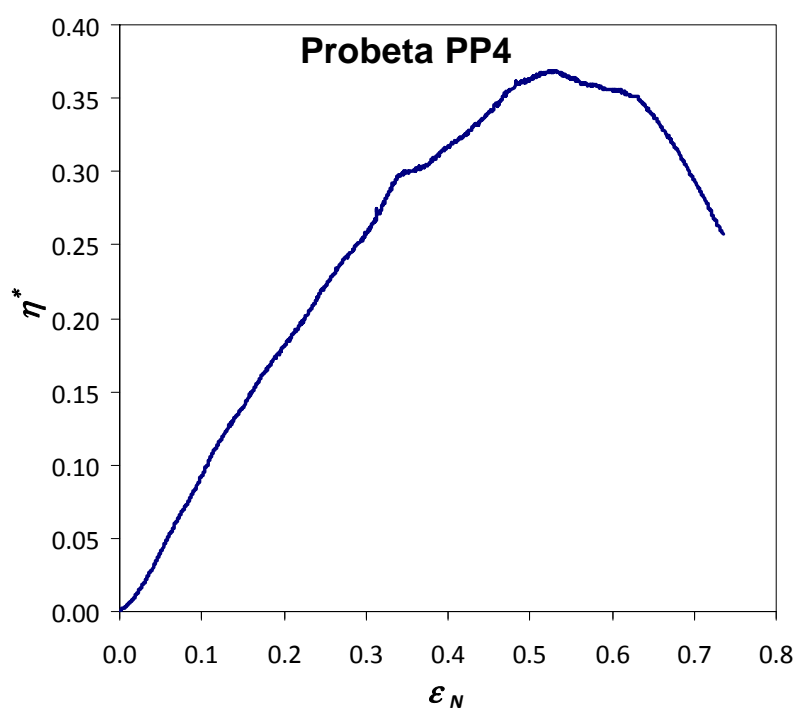


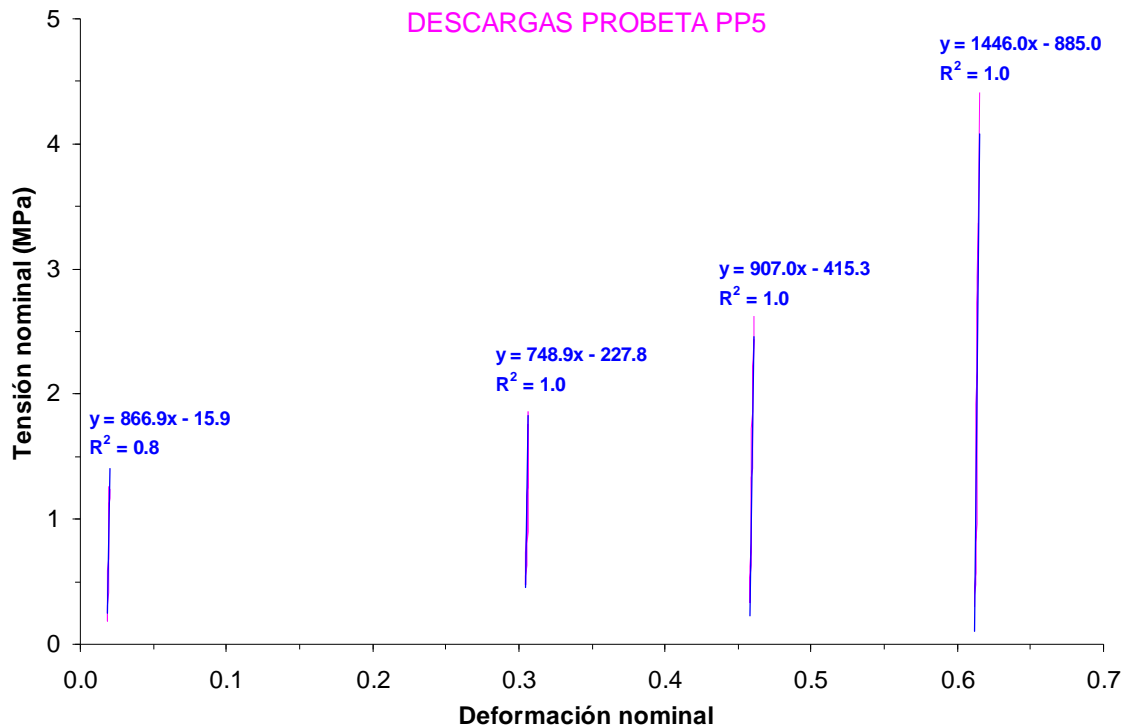
Figura A1.4. Curva  $\eta^*$ - $\varepsilon_N$  obtenida para la probeta PP4 de Alporas 10%.

## ANEXO 2

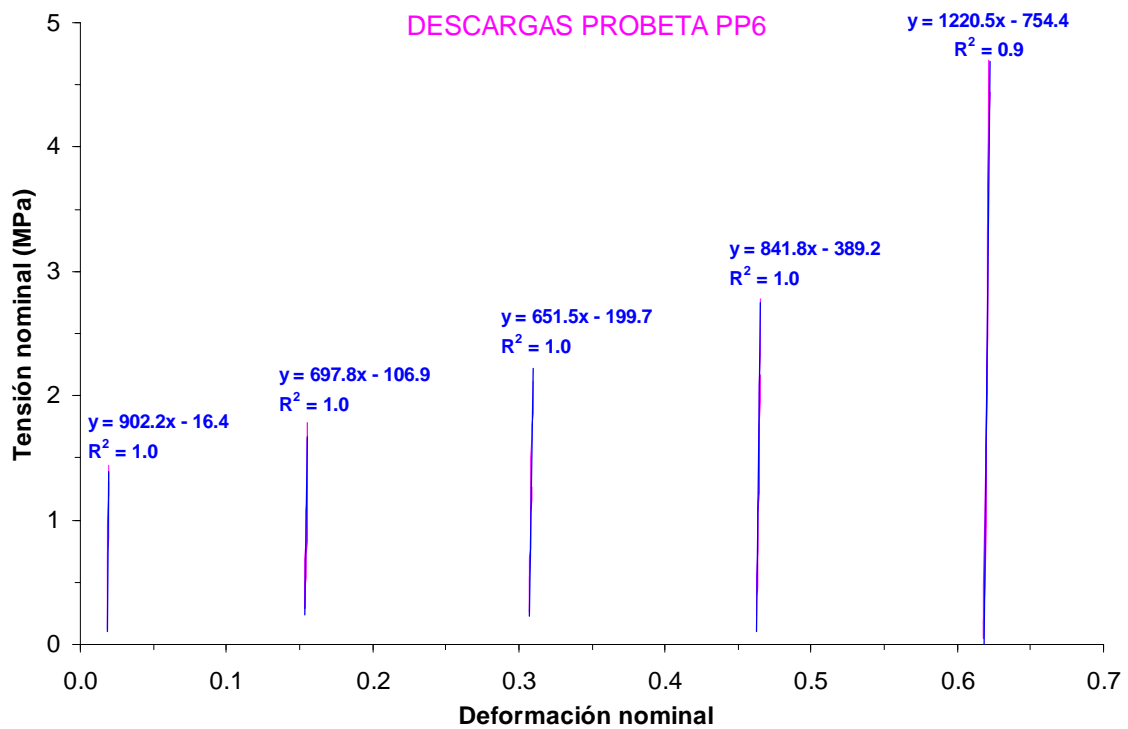
### EVOLUCIÓN DEL MÓDULO DE YOUNG ( $E$ ) DE LA ALPORAS 10% DURANTE ENSAYOS DE COMPRESIÓN CON DESCARGAS



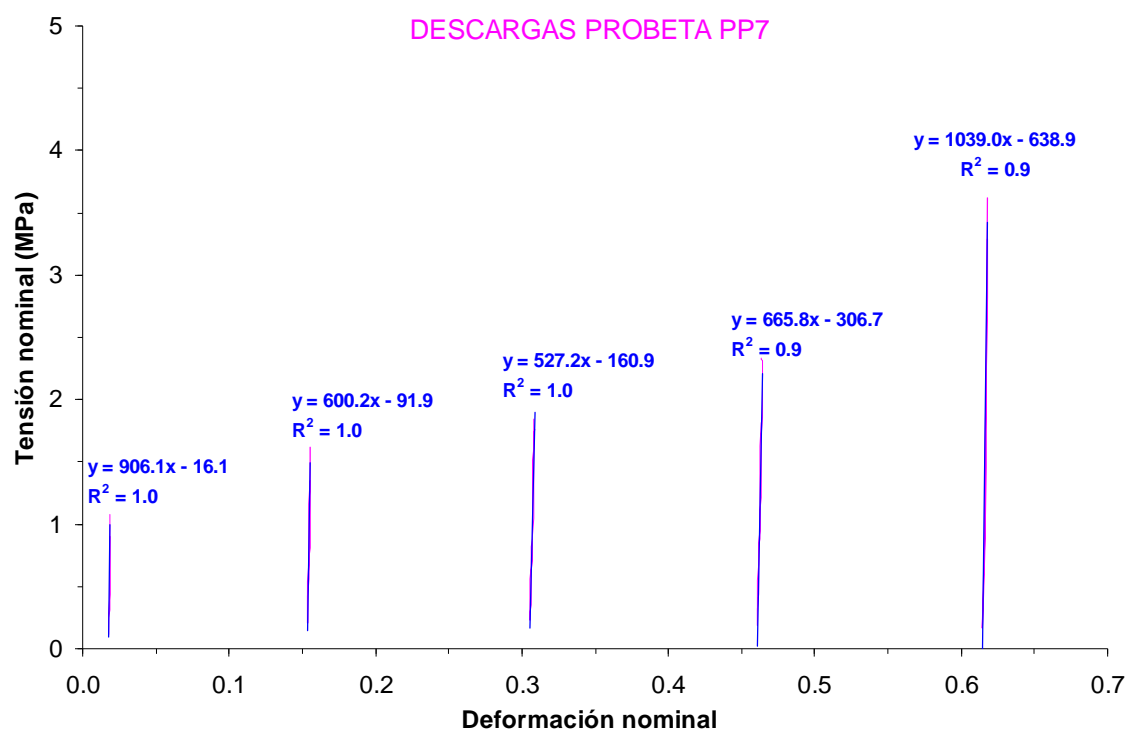




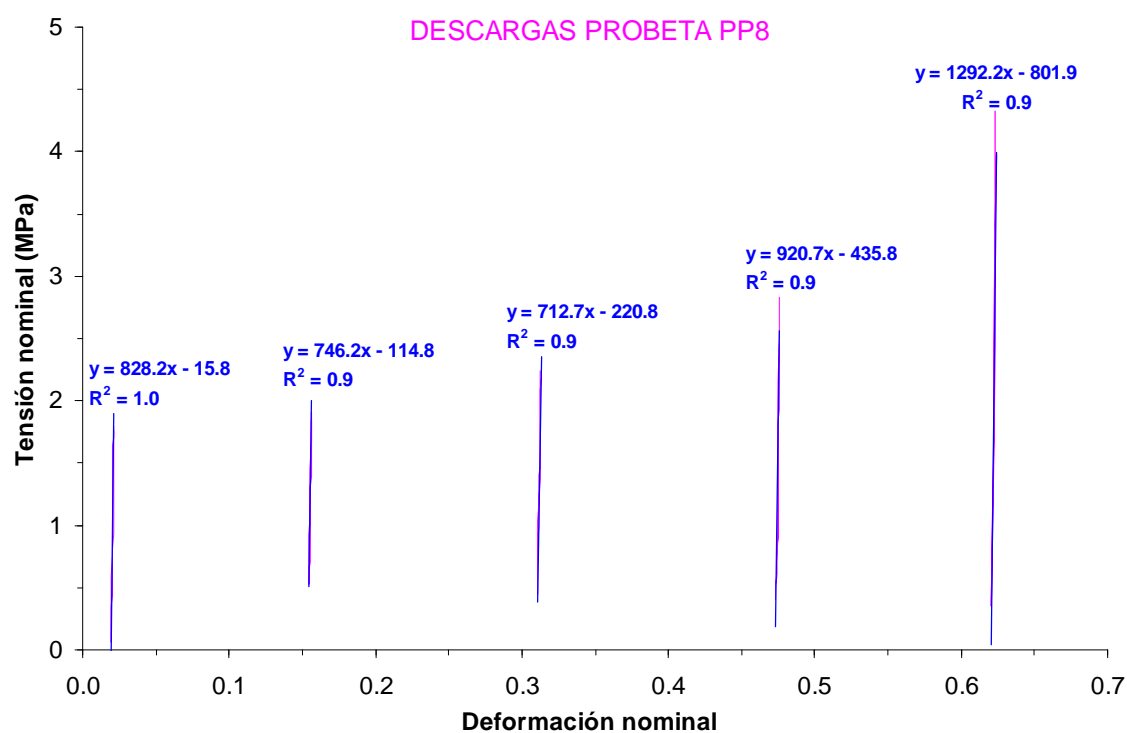
**Figura A2.1.** Estimación del Módulo de Young,  $E$ , por regresión lineal para cuatro descargas realizadas durante la compresión de la probeta PP5 de Alporas 10%.



**Figura A2.2.** Estimación del Módulo de Young,  $E$ , por regresión lineal para cinco descargas realizadas durante la compresión de la probeta PP6 de Alporas 10%.



**Figura A2.3.** Estimación del Módulo de Young,  $E$ , por regresión lineal para cinco descargas realizadas durante la compresión de la probeta PP7 de Alporas 10%.



**Figura A2.4.** Estimación del Módulo de Young,  $E$ , por regresión lineal para cinco descargas realizadas durante la compresión de la probeta PP8 de Alporas 10%.

## ANEXO 3

### PROPIEDADES DEL PMMA UTILIZADO EN LA FABRICACIÓN DE BARRAS Y PERCUTORES PARA ENSAYO EN SHPB





### Metacrilato PMMA

#### Propiedades Mecánicas

Resistencia a la tracción (prueba tipo 1, velocidad B)	72	Mpa	ISO 527
Modulo de elasticidad en tracción (prueba tipo 1, velocidad B)	3000	Mpa	ISO 527
Alargamiento en la ruptura (prueba tipo 1, velocidad B)	4	%	ISO 527
Resistencia al choque (método Charpy)	14	KJ/m2	ISO 179/2D
Dureza Rockwell (escala M)	100		ISO 2039/2
Resistencia a la flexión	116	Mpa	ISO 178

#### Propiedades eléctricas

Resistencia específica	$10^{15}$	Ohm	DIN 53458
Resistencia de volumen	$10^{15}$	Ohm.cm	DIN 53458
Constante dieléctrica	3.6		DIN 53483
a) 50 Hz	2.8		
b) 0.1 Hz			

#### Propiedades térmicas

Coefficiente de dilatación lineal	$70.6 \cdot 10^{-6}$	K <sup>-1</sup>	EN 2155-12
Temperatura de reblandecimiento VICAT	105-120	°C	ISO 306
Temperatura de deflexión bajo carga (Método A, 1.8 Mpa)	105	°C	ISO 75
Variación dimensional a temperatura elevada (contracción)	2.3	%	Annexe

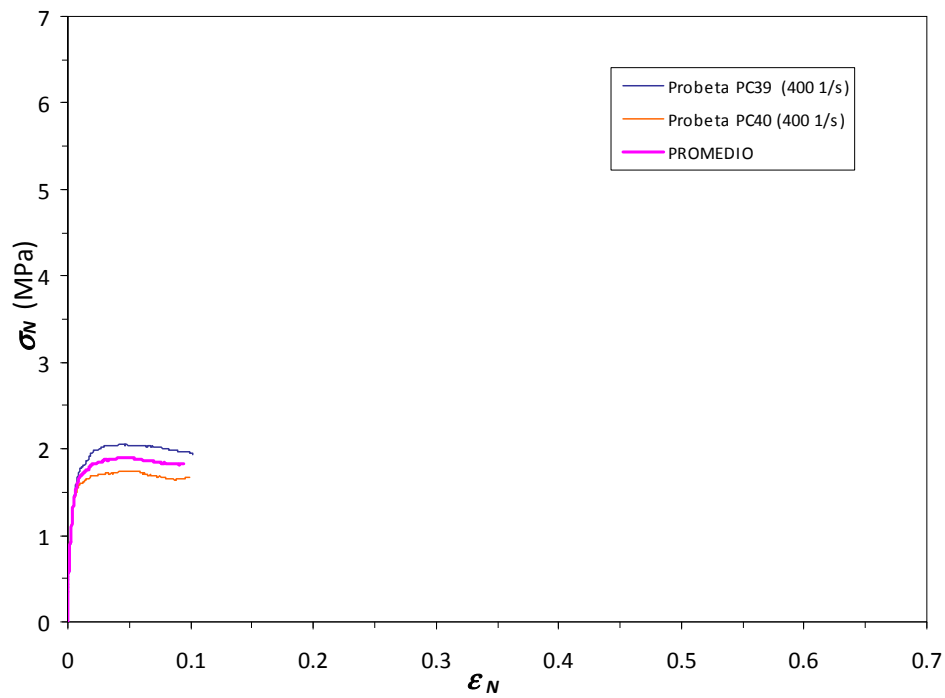


## ANEXO 4

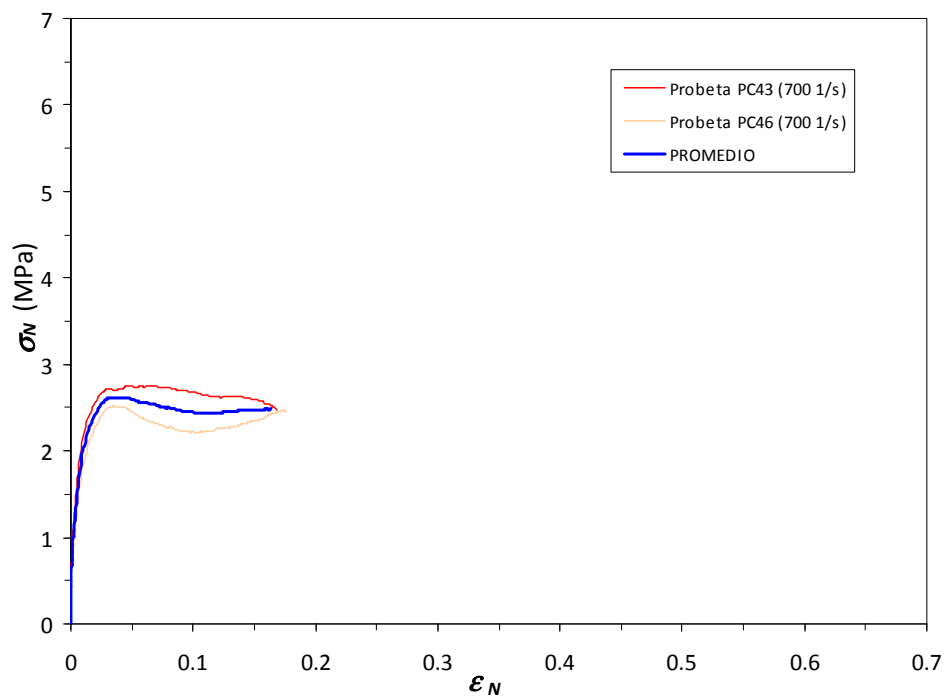
CURVAS  $\sigma_N$ - $\varepsilon_N$  DE LA ESPUMA ALPORAS 10% OBTENIDAS EN  
ENSAYOS EN SHPB



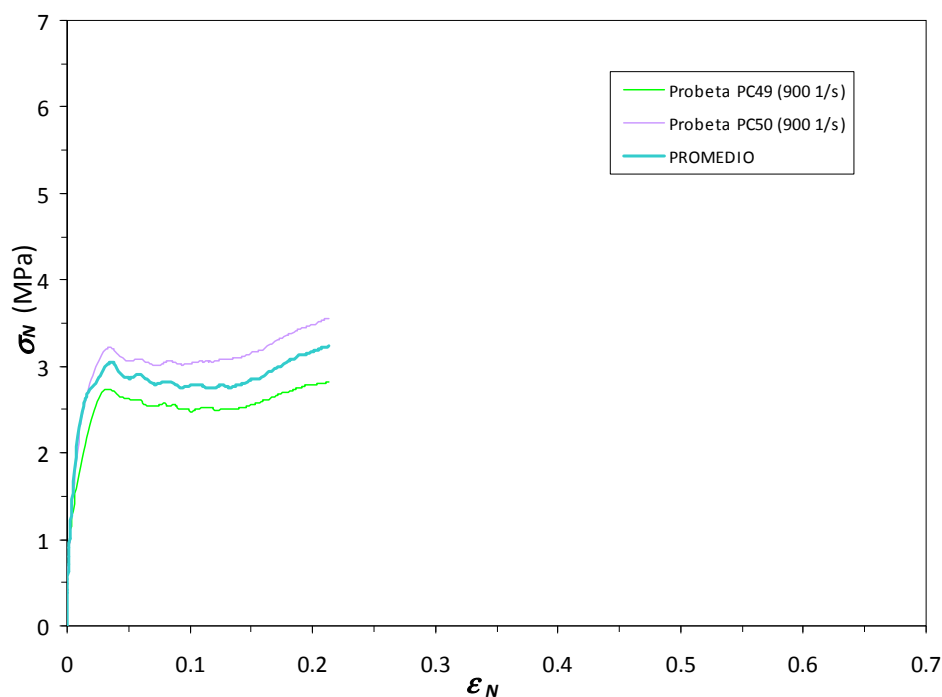




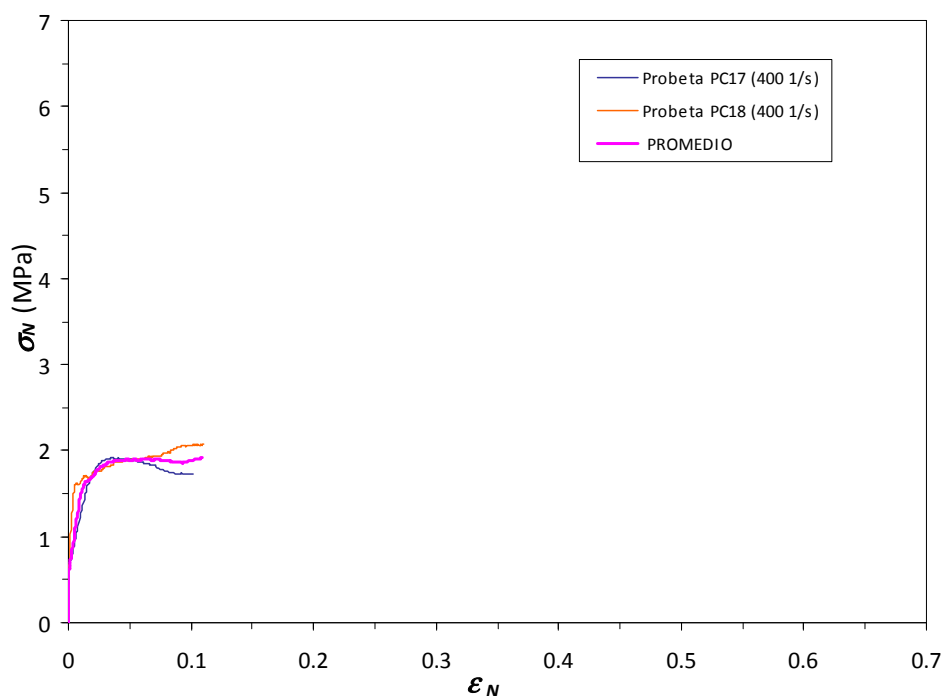
**Figura A4.1.** Curvas  $\sigma_N$ - $\epsilon_N$  obtenidas en SHPB a 400 s<sup>-1</sup> con un percutor de 330 mm para dos probetas cilíndricas de Alporas 10% y promedio entre éstas.



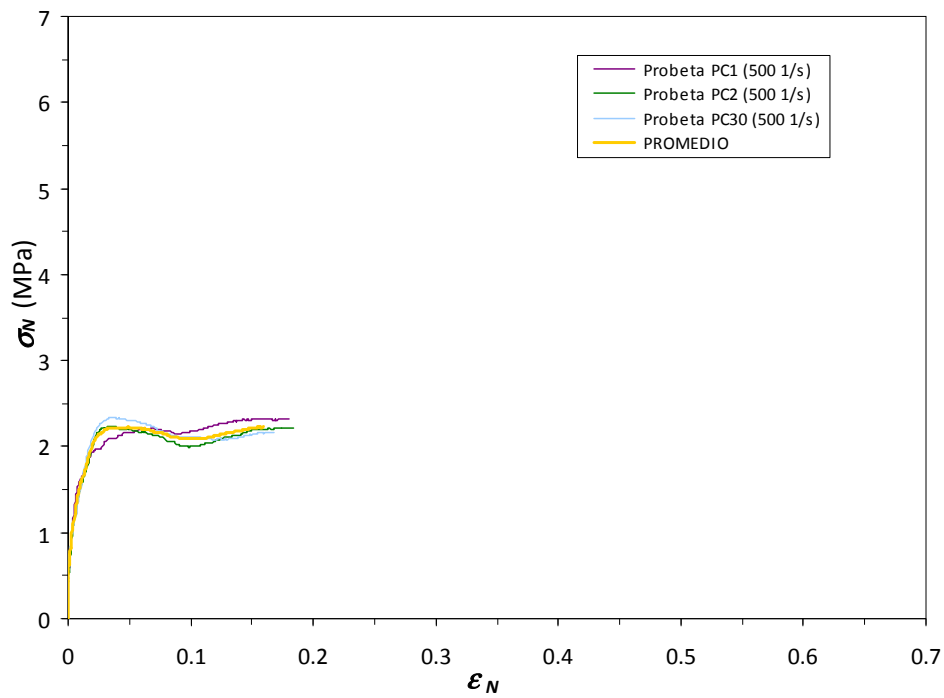
**Figura A4.2.** Curvas  $\sigma_N$ - $\epsilon_N$  obtenidas en SHPB a 700 s<sup>-1</sup> con un percutor de 330 mm para dos probetas cilíndricas de Alporas 10% y promedio entre éstas.



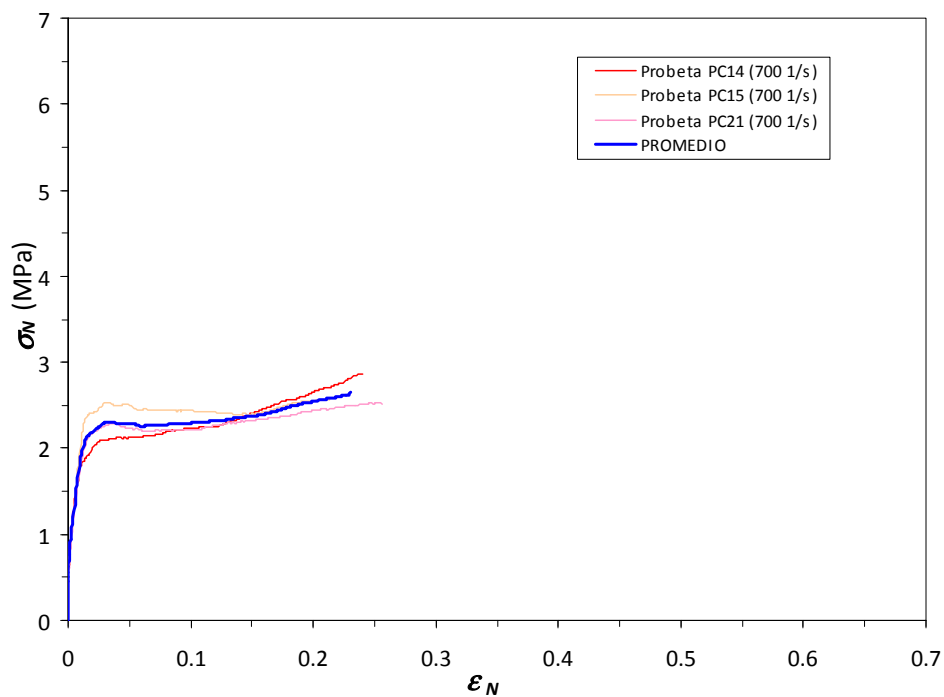
**Figura A4.3.** Curvas  $\sigma_N$ - $\epsilon_N$  obtidas em SHPB a 900 s<sup>-1</sup> com um percutor de 330 mm para duas probetas cilíndricas de Alporas 10% y promedio entre éstas.



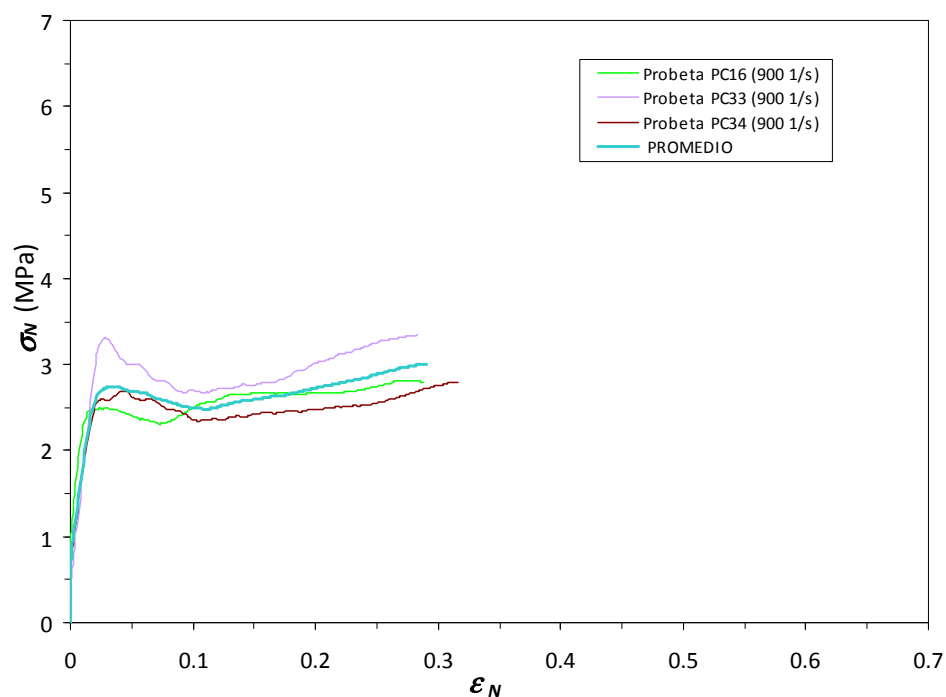
**Figura A4.4.** Curvas  $\sigma_N$ - $\epsilon_N$  obtidas em SHPB a 400 s<sup>-1</sup> com um percutor de 500 mm para duas probetas cilíndricas de Alporas 10% y promedio entre éstas.



**Figura A4.5.** Curvas  $\sigma_N$ - $\epsilon_N$  obtenidas en SHPB a 500 s<sup>-1</sup> con un percutor de 500 mm para dos probetas cilíndricas de Alporas 10% y promedio entre éstas.



**Figura A4.6.** Curvas  $\sigma_N$ - $\epsilon_N$  obtenidas en SHPB a 700 s<sup>-1</sup> con un percutor de 500 mm para dos probetas cilíndricas de Alporas 10% y promedio entre éstas.

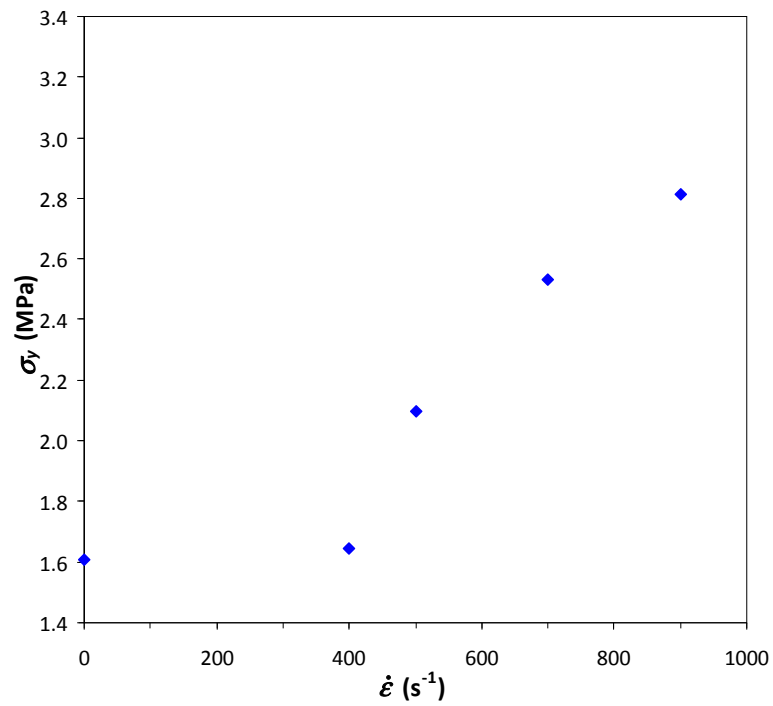


**Figura A4.7.** Curvas  $\sigma_N$ - $\epsilon_N$  obtenidas en SHPB a 900 s<sup>-1</sup> con un percutor de 500 mm para dos probetas cilíndricas de Alporas 10% y promedio entre éstas.

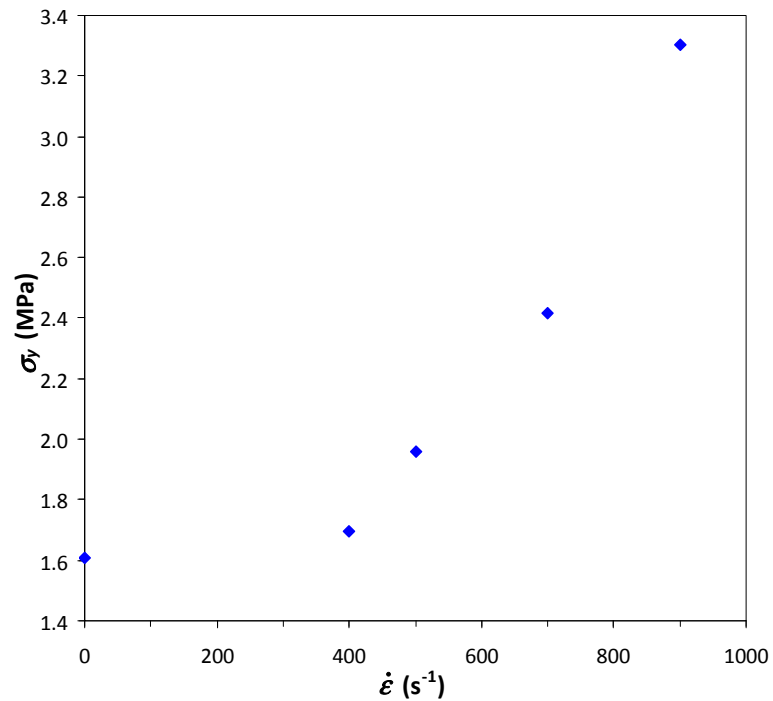
## ANEXO 5

VARIACIÓN DE LAS PROPIEDADES MECÁNICAS CARACTERÍSTICAS  
DE LA ALPORAS 10% ( $\sigma_Y$ ,  $\sigma_C$ ,  $\sigma_{PL}$ ) CON LA VELOCIDAD DE  
DEFORMACIÓN,  $\dot{\epsilon}$ , EN LOS ENSAYOS EN SHPB

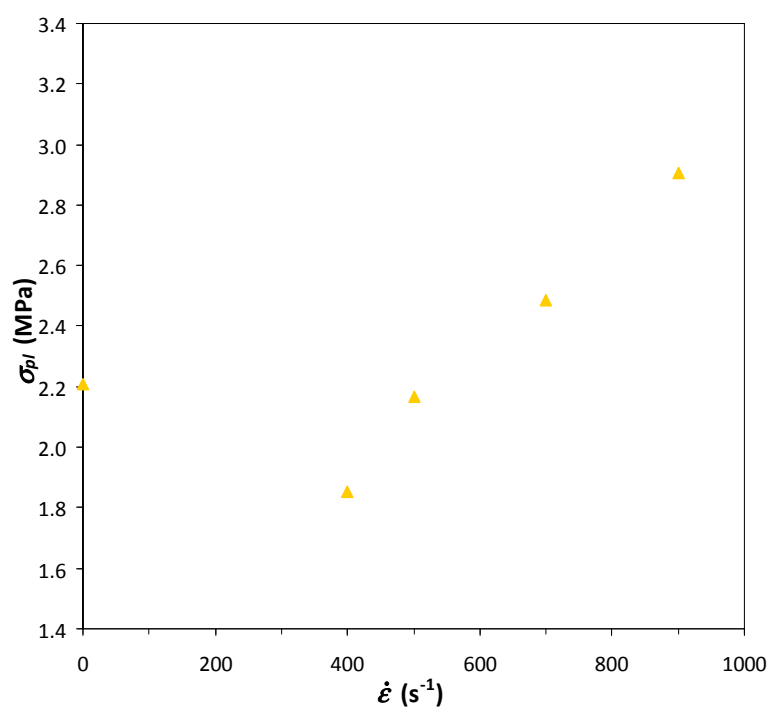




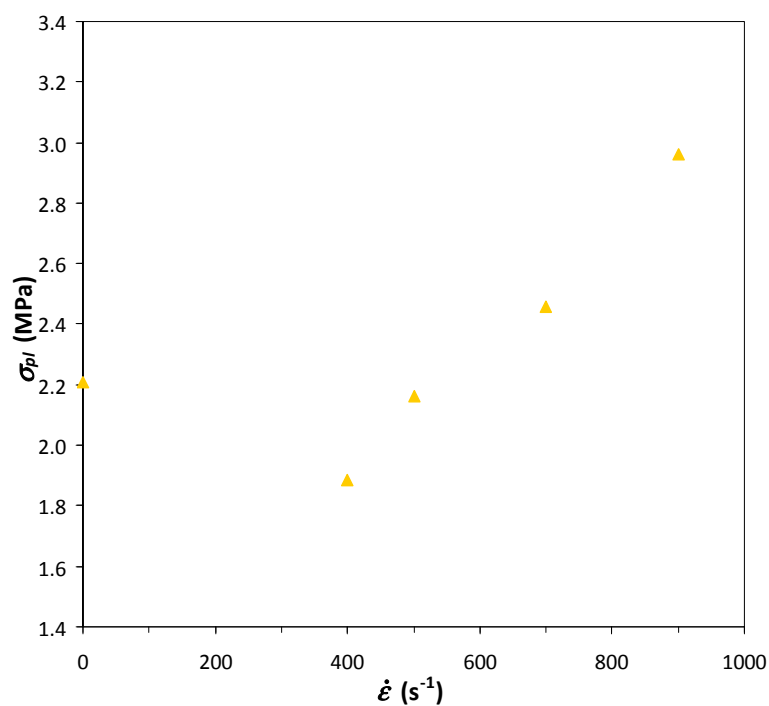
**Figura A5.1.** Variación de la tensión de fluencia al 0.02% de  $\epsilon$  ( $\sigma_y$ ) con la velocidad de deformación ( $\dot{\epsilon}$ ), para ensayos en SHPB de Alporas 10% con el percutor de 330 mm.



**Figura A5.2.** Variación de la tensión de fluencia al 0.02% de  $\epsilon$  ( $\sigma_y$ ) con la velocidad de deformación ( $\dot{\epsilon}$ ), para ensayos en SHPB de Alporas 10% con el percutor de 500 mm.

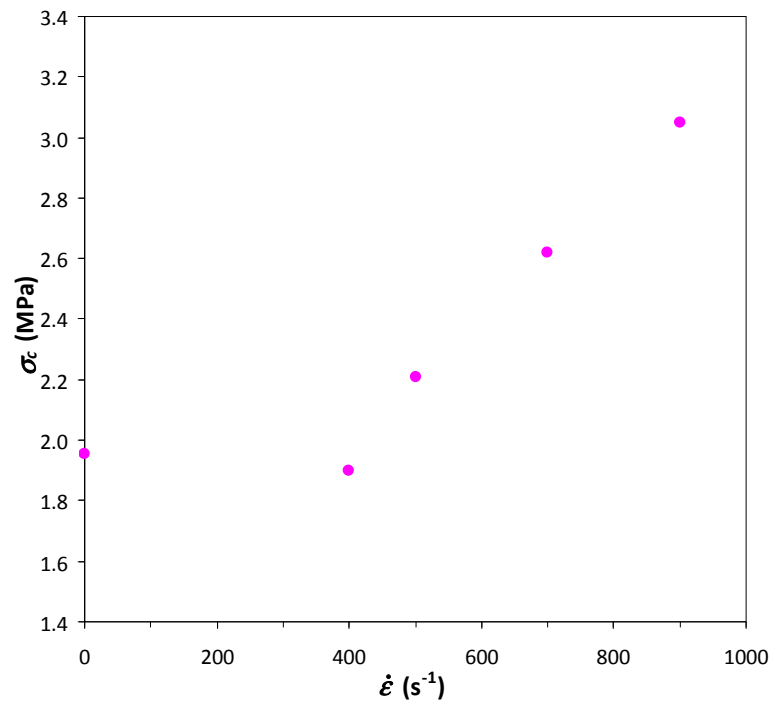


**Figura A5.3.** Variación de la meseta de tensión ( $\sigma_{pl}$ ) con la velocidad de deformación ( $\dot{\epsilon}$ ), para ensayos en SHPB de Alporas 10% con el percutor de 330 mm.

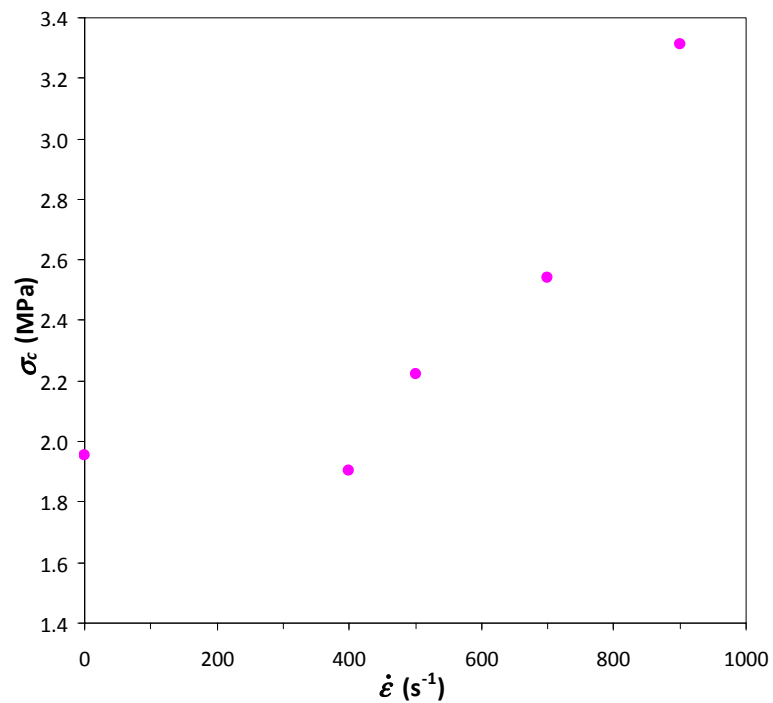


**Figura A5.4.** Variación de la meseta de tensión ( $\sigma_{pl}$ ) con la velocidad de deformación ( $\dot{\epsilon}$ ), para ensayos en SHPB de Alporas 10% con el percutor de 500 mm.





**Figura A5.5.** Variación de la resistencia a compresión ( $\sigma_c$ ) con la velocidad de deformación ( $\dot{\epsilon}$ ), para ensayos en SHPB de Alporas 10% con el percutor de 330 mm.



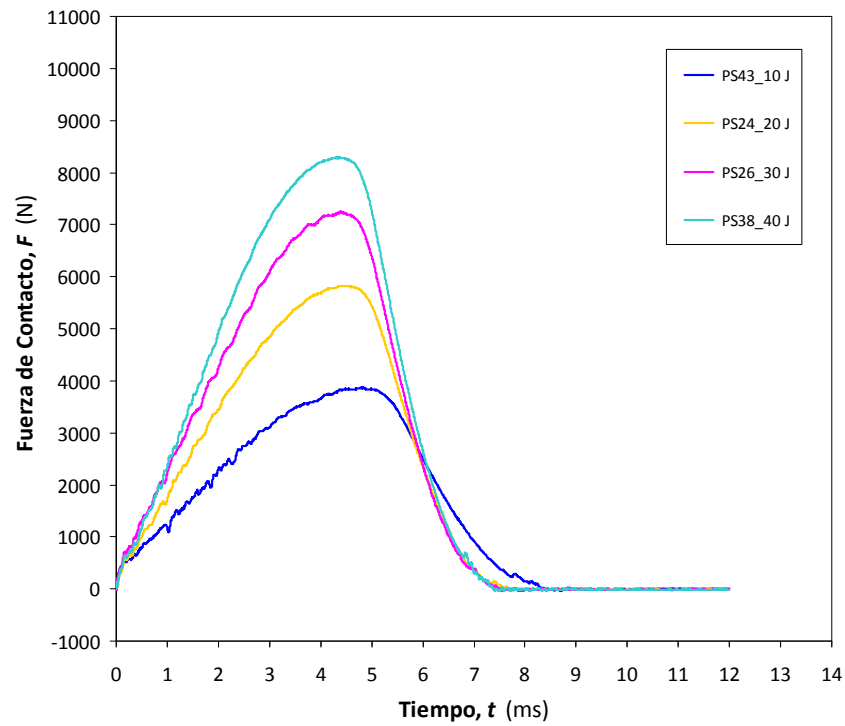
**Figura A5.6.** Variación de la resistencia a compresión ( $\sigma_c$ ) con la velocidad de deformación ( $\dot{\epsilon}$ ), para ensayos en SHPB de Alporas 10% con el percutor de 500 mm.



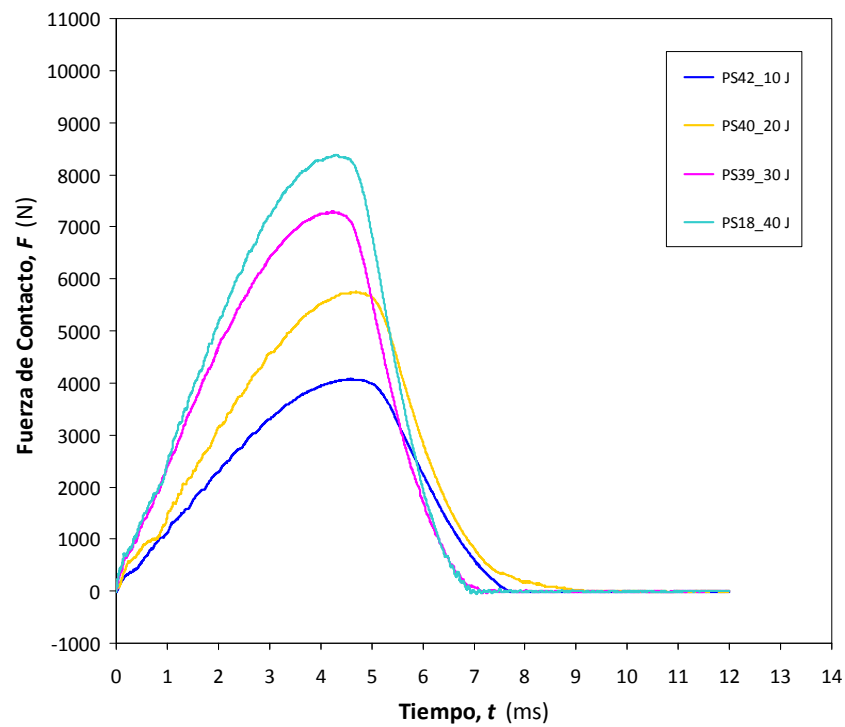
## ANEXO 6

CURVAS FUERZA-TIEMPO OBTENIDAS EN EL ENSAYO EN TORRE DE  
CAÍDA DE PLACAS SÁNDWICH DE AA 2024-T3 CON NÚCLEO DE  
ALPORAS 10%

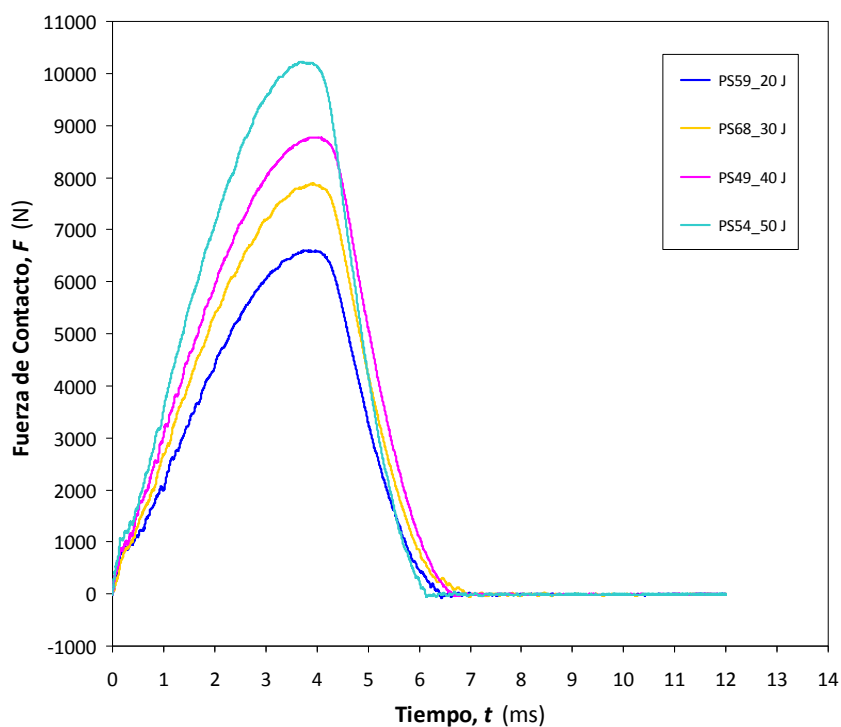




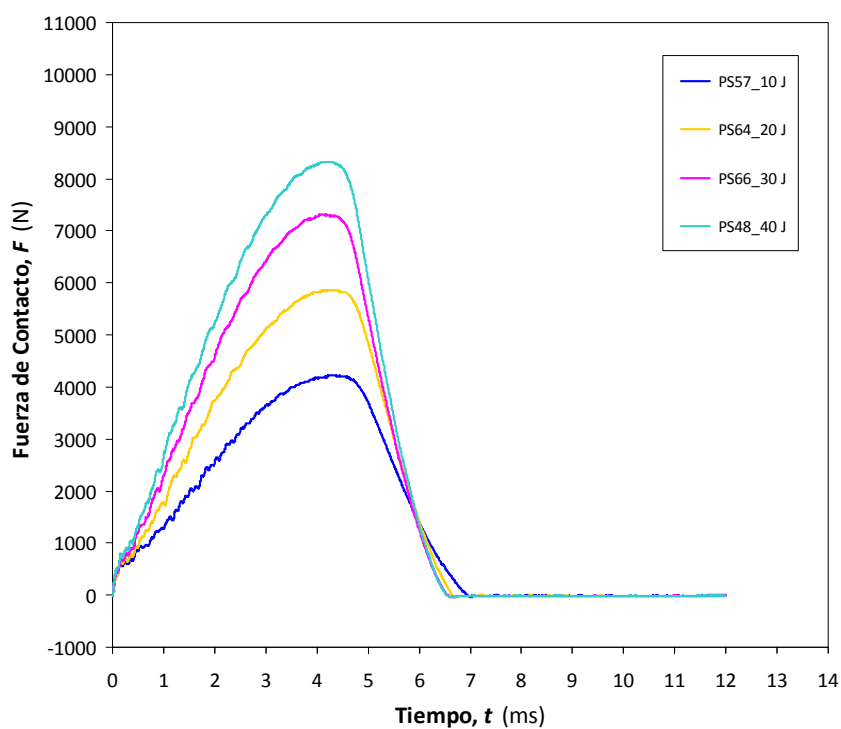
**Figura A6.1.** Curvas fuerza-tiempo obtenidas mediante impacto en torre de caída de probetas sándwich de AA 2024-T3, núcleo de Alporas 10% y  $e_n/e_p = 12$ .



**Figura A6.2.** Curvas fuerza-tiempo obtenidas mediante impacto en torre de caída de probetas sándwich de AA 2024-T3, núcleo de Alporas 10% y  $e_n/e_p = 22.5$ .



**Figura A6.3.** Curvas fuerza-tiempo obtenidas mediante impacto en torre de caída de probetas sándwich de AA 2024-T3, núcleo de Alporas 10% y  $e_n/e_p = 30$ .



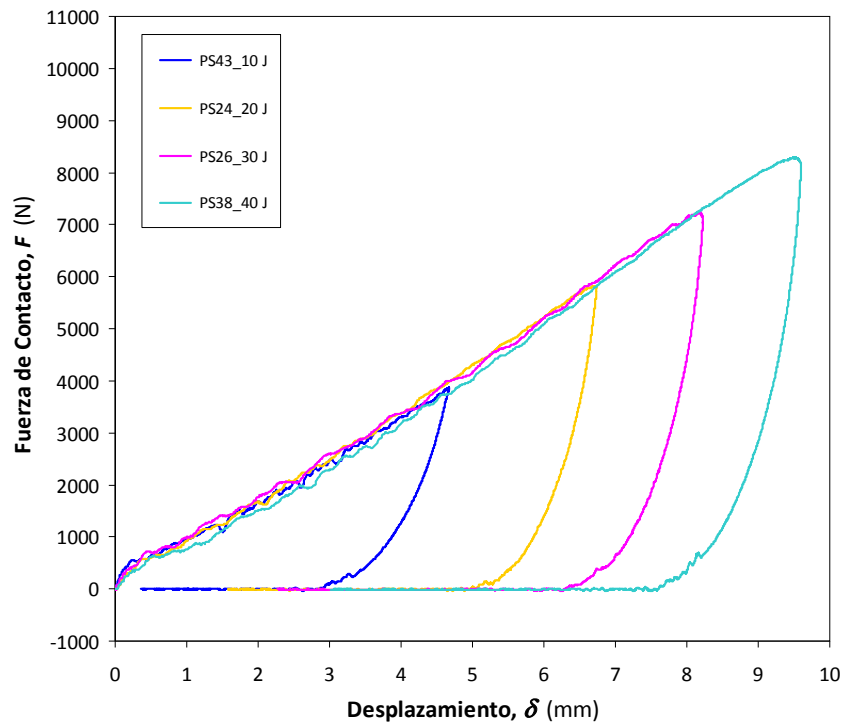
**Figura A6.4.** Curvas fuerza-tiempo obtenidas mediante impacto en torre de caída de probetas sándwich de AA 2024-T3, núcleo de Alporas 10% y  $e_n/e_p = 37.5$ .

## ANEXO 7

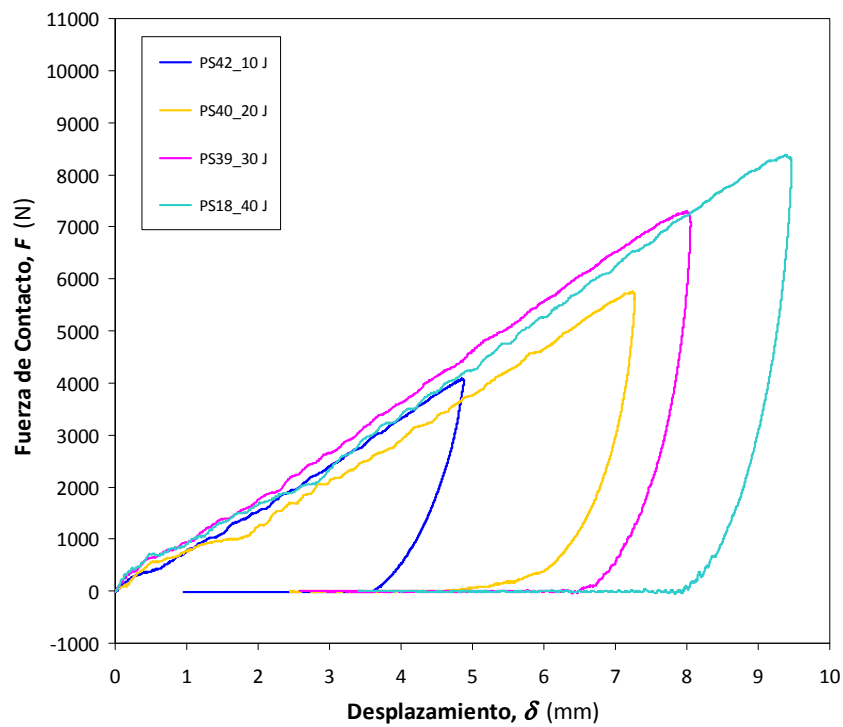
CURVAS FUERZA-DESPLAZAMIENTO OBTENIDAS EN EL ENSAYO EN  
TORRE DE CAÍDA DE PLACAS SÁNDWICH DE AA 2024-T3 CON  
NÚCLEO DE ALPORAS 10%



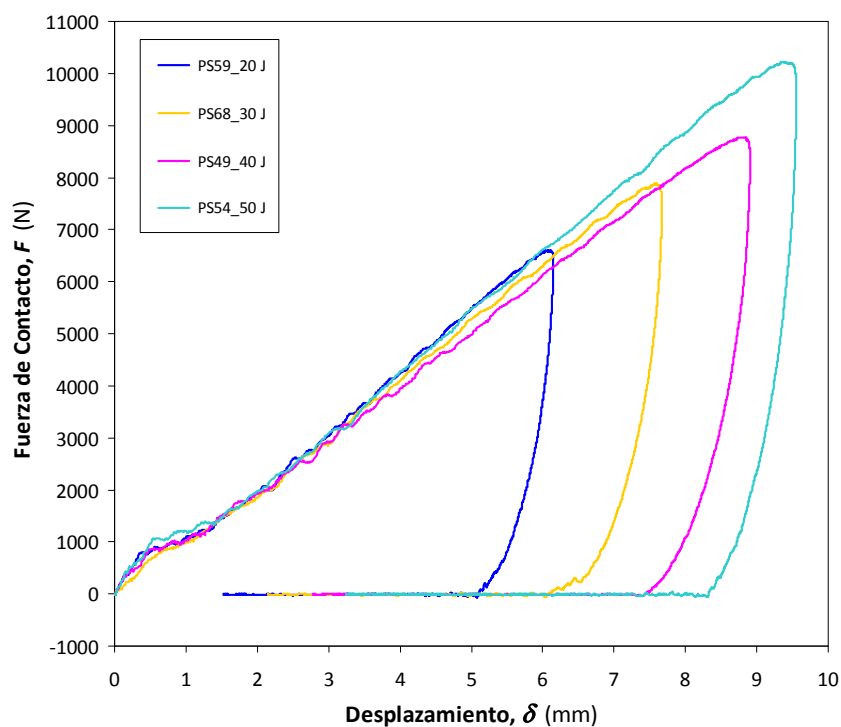




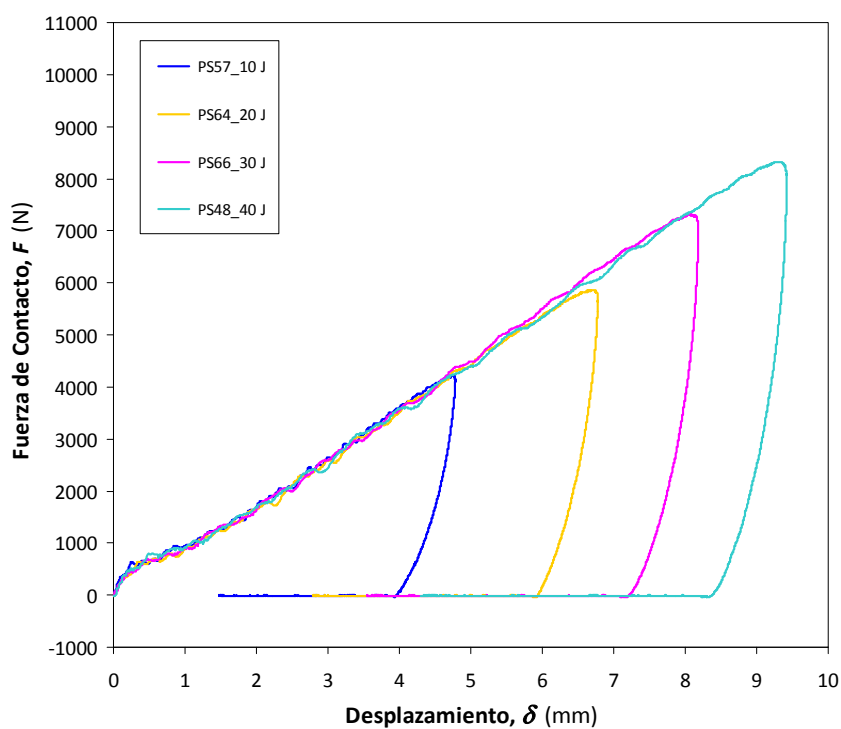
**Figura A7.1.** Curvas fuerza-desplazamiento obtenidas mediante impacto en torre de caída de probetas sándwich de AA 2024-T3, núcleo de Alporas 10% y  $e_n/e_p = 12$ .



**Figura A7.2.** Curvas fuerza-desplazamiento obtenidas mediante impacto en torre de caída de probetas sándwich de AA 2024-T3, núcleo de Alporas 10% y  $e_n/e_p = 22.5$ .



**Figura A7.3.** Curvas fuerza-desplazamiento obtenidas mediante impacto en torre de caída de probetas sándwich de AA 2024-T3, núcleo de Alporas 10% y  $e_n/e_p = 30$ .

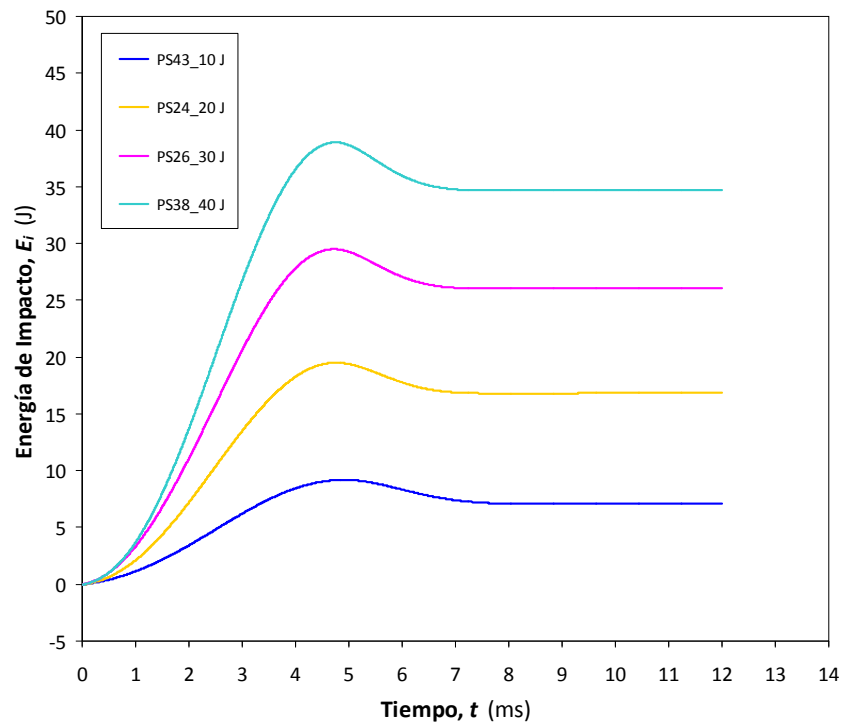


**Figura A7.4.** Curvas fuerza-desplazamiento obtenidas mediante impacto en torre de caída de probetas sándwich de AA 2024-T3, núcleo de Alporas 10% y  $e_n/e_p = 37.5$ .

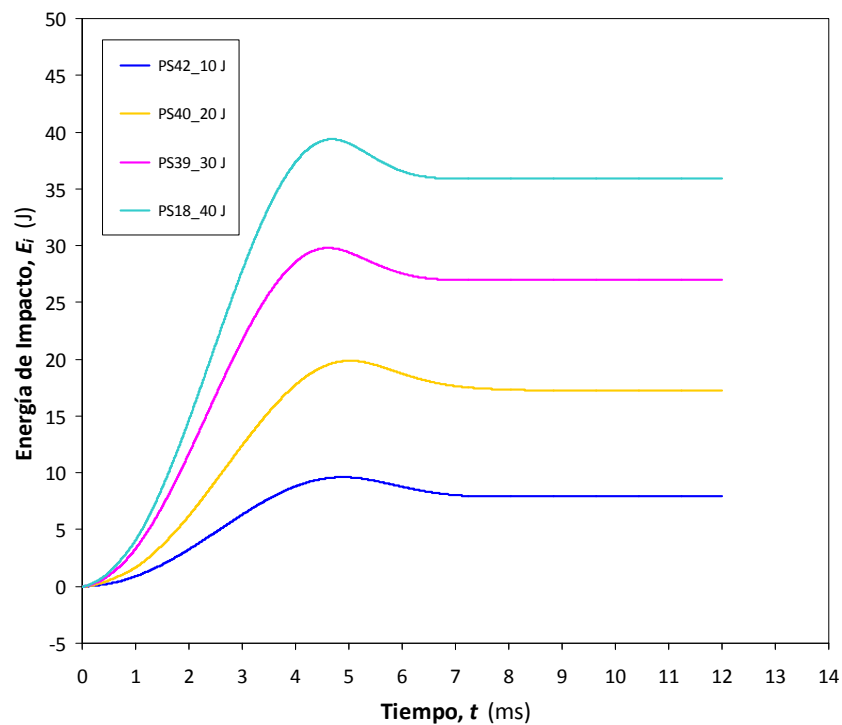
## ANEXO 8

CURVAS ENERGÍA-TIEMPO OBTENIDAS EN EL ENSAYO EN TORRE  
DE CAÍDA DE PLACAS SÁNDWICH DE AA 2024-T3 CON NÚCLEO DE  
ALPORAS 10%

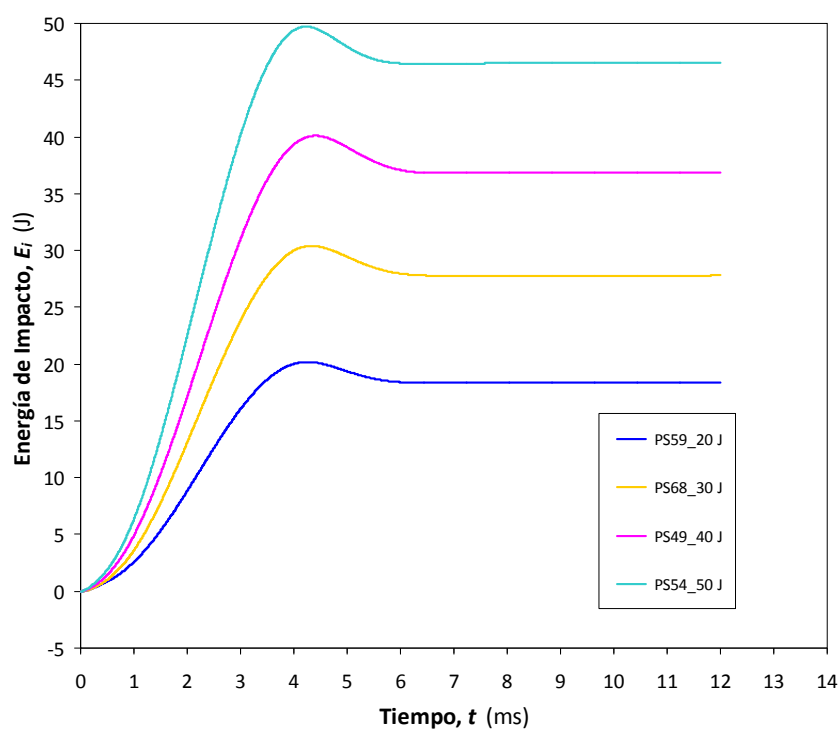




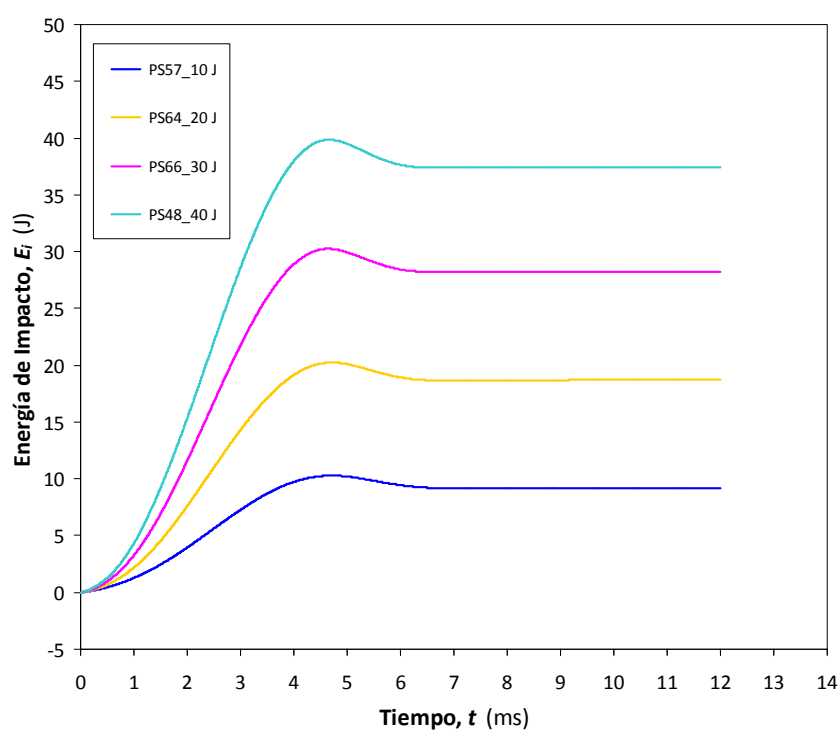
**Figura A8.1.** Curvas energía-tiempo obtenidas mediante impacto en torre de caída de probetas sándwich de AA 2024-T3, núcleo de Alporas 10% y  $e_n/e_p = 12$ .



**Figura A8.2.** Curvas energía-tiempo obtenidas mediante impacto en torre de caída de probetas sándwich de AA 2024-T3, núcleo de Alporas 10% y  $e_n/e_p = 22.5$ .



**Figura A8.3.** Curvas energía-tiempo obtenidas mediante impacto en torre de caída de probetas sándwich de AA 2024-T3, núcleo de Alporas 10% y  $e_n/e_p = 30$ .



**Figura A8.4.** Curvas energía-tiempo obtenidas mediante impacto en torre de caída de probetas sándwich de AA 2024-T3, núcleo de Alporas 10% y  $e_n/e_p = 37.5$ .